



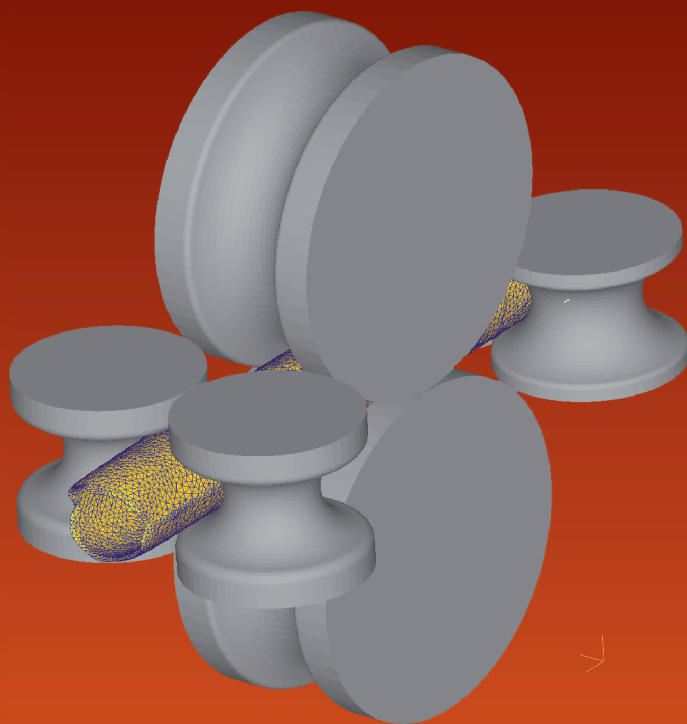
Уральский
федеральный
университет

имени первого Президента
России Б.Н.Ельцина

Институт новых материалов
и технологий

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ

Учебное пособие



Министерство образования и науки Российской Федерации

Уральский федеральный университет
имени первого Президента России Б. Н. Ельцина

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ

Учебное пособие

Под общей редакцией проф., д-ра техн. наук А. А. Богатова

Рекомендовано методическим советом
Уральского федерального университета
для студентов, обучающихся по направлению
22.03.02, 22.04.02 — Металлургия,
для аспирантов, обучающихся по направлению
22.06.01 — Технология материалов

Екатеринбург
Издательство Уральского университета
2018

УДК 621.73/.77:004.94(075.8)

ББК 34.62я73+32.97я73

К63

Авторы: А. А. Богатов, Д. А. Павлов, М. В. Ерпалов, Д. Р. Салихьянов,
Д. Ш. Нухов, Г. В. Шимов

Рецензенты:

кафедра «Процессы и машины обработки металлов давлением»
ФГАОУ ВО «Южно-Уральский государственный университет (национальный исследовательский университет)» (завкафедрой — проф.,
д-р техн. наук *В. Г. Шеркунов*);

директор института машиноведения УрО РАН д-р техн. наук *С. В. Смирнов*

Компьютерное моделирование процессов обработки металлов давлением
К63 : учебное пособие/ А. А. Богатов [и др.] ; под общ. ред.
проф., д-ра техн. наук А. А. Богатова. — Екатеринбург : Изд-во
Урал. ун-та, 2018. — 248 с.
ISBN 978-5-7996-2390-6

Авторы в компактной форме представили физические основы и феноменологические модели трения на поверхности скольжения деформируемого металла, а также модели и методы исследования остаточных напряжений, которые продемонстрированы при решении задачи изгиба, скручивания и растяжения образцов.

Пособие будет полезно для студентов, аспирантов и заводских инженеров при изучении дисциплин, предусмотренных основными образовательными программами бакалавриата, магистратуры и аспирантуры по направлениям «Металлургия» и «Технология материалов».

Библиогр.: 16 назв. Табл. 27. Рис. 179.

УДК 621.73/.77:004.94(075.8)

ББК 34.62я73+32.97я73

ISBN 978-5-7996-2390-6

© Уральский федеральный
университет, 2018

ВВЕДЕНИЕ

Методологические основы теории обработки металлов давлением построены на применении методов механики сплошных сред. Благодаря работам В. Л. Колмогорова и других ученых во второй половине XX века сформировался наиболее сложный раздел механики — механика обработки металлов давлением, основной задачей которого является изучение больших пластических деформаций и конечного формоизменения заготовки, обладающей сложными реологическими свойствами. Это позволяло изучать процессы упрочнения и разупрочнения, а также эволюцию структурного состояния деформируемого тела. В механике обработки металлов давлением произошли качественные изменения в связи с развитием компьютерного моделирования технологических процессов, основанных на применении метода конечных элементов (КЭ-метода). В предлагаемом учебном пособии авторы постарались восполнить отсутствие в литературе теоретического обоснования методов компьютерного моделирования для решения инженерных задач, а на конкретных примерах анализа технологических процессов продемонстрировать их эффективность практического применения.

В первой главе учебного пособия рассмотрены основы механики твердого деформируемого тела, включая теорию напряжений и деформаций, модели деформируемых сред, закономерности упрочнения и разупрочнения сталей и сплавов цветных металлов при обработке давлением, физические основы и феноменологические модели трения, методы определения остаточных напряжений, методологические основы конечно-элементного моделирования технологических процессов, развитие КЭ-метода с применением структурно-чувствительных моделей деформируемого тела. Материалы первой главы пособия частично использованы из книги: [Богатов А. А. Механические

свойства и модели разрушения металла: учебное пособие / А. А. Богатов. — Екатеринбург : УГТУ–УПИ, 2002. — 328 с.], часть материалов публикуется впервые.

Во второй главе представлены практические рекомендации для решения краевых задач ОМД в программах Q-Form и Deform.

В третьей главе рассмотрены примеры практического решения производственных проблем на основе компьютерного моделирования: исследованы известные и разработаны новые технологические процессы, в том числе при деформации толстых слябов и плит, процессы с интенсивной знакопеременной деформацией; процессы винтовой прокатки круглых заготовок и труб, продольной прокатки труб на оправке и без оправки; производства труб с высаженными концами; процессы лейнирования насосно-компрессорных труб; исследование остаточных напряжений при изготовлении холоднодеформированных труб. Все материалы главы публикуются впервые

Первая глава написана А. А. Богатовым, вторая глава — Д. А. Павловым. Разделы 3.1, 3.3 написаны Д. Ш. Нуховым, 3.2, 3.4, 3.5 — Д. А. Павловым, 3.6 — М. В. Ерпаловым, 3.7 и 3.8 — Д. Р. Салихяновым, 3.9 — Г. В. Шимовым, под общей научной редакцией А. А. Богатова. Авторы выражают глубокую благодарность Е. В. Орловой за помощь в подготовке рукописи пособия, а Д. Р. Салихянову за верстку пособия.

1. НАУЧНЫЕ ОСНОВЫ КОМПЬЮТЕРНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ

Некоторые сведения из механики сплошной среды представлены в учебном пособии для случая однородного и изотропного деформируемого тела. Гипотеза о сплошности среды позволяет обобщить уравнения сохранения массы, количества движения и энергии. Механические процессы рассмотрены лишь для медленного изотермического течения, а определяющие уравнения механики, устанавливающие связь между напряжениями и деформациями, зависят не только от степени и скорости деформации, но и от температуры. Для определения механических характеристик сплошной среды, а также для изучения таких явлений, как вязкость, упругость, пластичность, ползучесть, разрушение, используется понятие о материальной частице. Материальная частица имеет малые размеры, обладает плотностью и энергией.

1.1. Напряженное состояние

Если деформируемое тело объемом V , ограниченное поверхностью S , нагружено системой сил, определенных в принятом базисе, то в любой точке тела в результате Кулонова взаимодействия частиц возникают напряжения. Вектором напряжения \vec{f} , действующего на элементе поверхности dS , положение которого определено вектором нормали \vec{n} , называют отношение

$$\vec{f} = \frac{d\vec{F}}{dS}, \quad (1.1)$$

где $d\vec{F}$ — вектор силы, действующей на элементе поверхности dS .

Для точки, расположенной внутри тела, вектор силы $d\vec{F}$ характеризует действие отброшенной части тела на элементе поверхности площадки dS . Напряжение \vec{f} на каждой площадке, проходящей через M , зависит от нормали \vec{n} , следовательно, в рассматриваемой точке существует некоторая векторная функция от векторного аргумента $\vec{f} = \vec{A}(\vec{n})$, которую в ортогональной системе координат можно представить в виде:

$$f_i = \sigma_{ij} n_j. \quad (1.2)$$

Физический смысл выражения (1.2) исходит из принципа равновесия элементарного тетраэдра, выделенного в точке M . Коэффициенты σ_{ij} являются проекциями на координатные оси векторов напряжений $\vec{\sigma}_i$, действующих на трех гранях тетраэдра, нормальными к которым являются координатные оси. Коэффициенты σ_{ij} являются компонентами симметричного тензора напряжений второго ранга T_σ , которые обычно записывают в виде матрицы (σ_{ij}) . Компоненты тензора с индексами $i = j$ (они располагаются по диагонали матрицы) называются нормальными напряжениями и обозначаются σ_{xx} , σ_{yy} , σ_{zz} , а остальные компоненты с индексами $i \neq j$ — касательными напряжениями (σ_{xy} , σ_{xz} , σ_{yz}). Линейное преобразование (1.2) имеет три собственных вектора \vec{e}_i ($i = 1, 2, 3$), которые являются главными направлениями тензора напряжений, и три собственных значения, которые называются главными напряжениями и обозначаются $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$. Площадки, нормальными к которым являются собственные векторы, называются главными площадками. Используя условие коллинеарности векторов напряжений \vec{f}_i ($i = 1, 2, 3$) на главных площадках собственным векторам \vec{e}_i и принимая во внимание геометрическое соотношение $\vec{e}_i \vec{e}_i = 1$, получим однородную систему линейных уравнений

$$(\sigma_{ij} - \lambda \delta_{ij}) \vec{e}_j = 0, \quad (1.3)$$

где δ_{ij} — компоненты единичного вектора.

Определитель системы (1.3) равен нулю:

$$|\sigma_{ij} - \lambda \delta_{ij}| = 0. \quad (1.4)$$

Решением кубического уравнения, полученного в результате раскрытия определителя (1.4), являются три действительных корня $\lambda_1 = \sigma_1, \lambda_2 = \sigma_2, \lambda_3 = \sigma_3$. Подставляя их поочередно в систему (1.3), можно определить искомые значения \vec{e}_i для каждого из главных напряжений. Индексы при главных напряжениях назначают по алгебраическому правилу $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$. Касательные напряжения на главных площадках равны нулю, а матрица компонентов тензора имеет диагональный вид. Главные нормальные напряжения инвариантны преобразованию координат.

Тензор T_σ однозначно определяет напряженное состояние в точке M — в этом заключается его физический смысл. Если известны компоненты тензора σ_{ij} , то можно подсчитать по формулам (1.2) напряжение на любой площадке dS , проходящей через точку M и имеющей нормаль \vec{n} . Нормальное напряжение определяется при проектировании f_i на нормаль к площадке

$$\sigma_n = \sigma_{ij} n_i n_j. \quad (1.5)$$

Тогда касательное напряжение на площадке равно

$$\tau_n = (f^2 - \sigma_n^2)^{1/2}. \quad (1.6)$$

Наглядное представление о значениях нормального и касательного напряжений в рассматриваемой точке в зависимости от нормали \vec{n} дает диаграмма Мора (см. рис. 1.1, а).

Заштрихованная область вместе с полуокружностями Мора являются геометрическим местом точек, характеризующих возможные значения σ_n и τ_n . Из бесчисленного множества площадок, которые могут проходить через точку M , заслуживают внимания три площадки с главными нормальными напряжениями $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$, на которых касательные напряжения $\tau_n = 0$, а также шесть площадок с экстремальными касательными напряжениями τ_1, τ_2, τ_3 .

Максимальные касательные напряжения $\tau_2 = 0,5(\sigma_1 - \sigma_3)$ действуют на двух ортогональных площадках (см. рис. 1.1, б), которые делят углы между координатными плоскостями с нормальными \vec{n}_1 и \vec{n}_3 пополам. Для оценки напряженного состояния используют показатель Лоде, который зависит от соотношения радиусов кругов Мора,

$$\mu_{\sigma} = 2 \frac{(\sigma_2 - \sigma_3)}{(\sigma_1 - \sigma_3)} - 1. \quad (1.7)$$

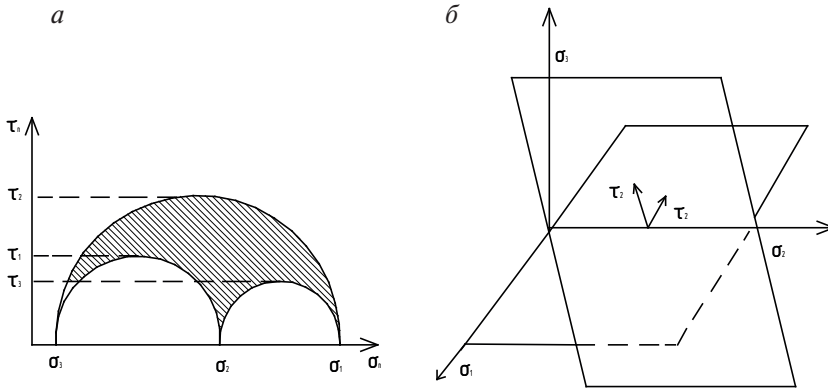


Рис. 1.1. Нормальные и касательные напряжения в точке деформируемого тела [1]

Показатель μ_{σ} инвариантен преобразованию координат, величина его может принимать значения от -1 до $+1$.

Тензор напряжений можно представить в виде суммы двух тензоров шарового и девиатора, соответствующие компоненты которых связаны уравнениями

$$\sigma_{ij} = \sigma \delta_{ij} + S_{ij}, \quad (1.8)$$

где $\sigma = \frac{1}{3} \sigma_{ij} \delta_{ij} = \frac{1}{3} \sigma_{ii}$ — среднее нормальное напряжение; S_{ij} — компоненты девиатора напряжений. В последнем выражении использовано правило суммирования по повторяющимся индексам, $\sigma_{ii} = \sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}$.

Очевидно, что среднее нормальное напряжение для девиатора $\frac{1}{3} S_{ii} = 0$. Под воздействием шарового тензора напряжений изотропный материал изменяет только объем, а под воздействием девиатора тело изменяет форму без изменения объема.

Важное значение в механике деформируемого тела имеет величина

$$T = \left(\frac{1}{2} S_{ij} S_{ij} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (1.9)$$

которую называют интенсивностью касательных напряжений. Через компоненты тензора напряжений формула (1.9) будет иметь вид:

$$T = \frac{1}{\sqrt{6}} [(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + 6(\sigma_{xy} + \sigma_{yz} + \sigma_{zx})^2]^{\frac{1}{2}}, \quad (1.10)$$

или в главных напряжениях

$$T = \frac{1}{\sqrt{6}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2]^{\frac{1}{2}}. \quad (1.11)$$

Среднее нормальное напряжение σ , интенсивность касательных напряжений T и показатель Лоде μ_σ инвариантны преобразованию координат. Для оценки напряженного состояния в точке M достаточно указать два безразмерных и независимых друг от друга показателя напряженного состояния: относительное среднее нормальное напряжение $\frac{\sigma}{T}$, характеризующее шаровой тензор, а также показатель Лоде

μ_σ , характеризующий девиатор напряжений. Действительно, показатель Лоде можно выразить через компоненты девиатора напряжений в главной системе координат, построенной на базисе собственных векторов тензора напряжений,

$$\mu_\sigma = 3 \frac{S_2}{S_1 - S_3}. \quad (1.12)$$

Определим показатели напряженного состояния $\frac{\sigma}{T}$ и μ_σ для простейших видов испытания образцов: линейное растяжение и сжатие, чистый сдвиг.

При одноосном растяжении нормальное напряжение $\sigma_{zz} = \sigma_1 > 0$, а остальные нормальные напряжения $\sigma_{rr} = \sigma_2 = 0$, $\sigma_{\varphi\varphi} = \sigma_3 = 0$. Сред-

нее нормальное напряжение $\sigma = \frac{\sigma_1}{3}$, а интенсивность касательных на-

пряжений $T = \frac{\sigma_1}{\sqrt{3}}$. Тогда показатель $\frac{\sigma}{T} = \frac{1}{\sqrt{3}}$, а показатель Лоде

$\mu_\sigma = -1$.

При одноосном сжатии главные напряжения равны: $\sigma_1 = \sigma_{\varphi\varphi} = 0$; $\sigma_2 = \sigma_{rr} = 0$; $\sigma_3 = \sigma_{zz} < 0$. Среднее нормальное напряжение $\sigma = \frac{\sigma_3}{3}$, интенсивность касательных напряжений $T = \frac{|\sigma_3|}{\sqrt{3}}$, а показатель $\frac{\sigma}{T} = -\frac{1}{\sqrt{3}}$.

Показатель Лоде равен $\mu_\sigma = 1$.

При чистом сдвиге $\sigma_{xy} = \tau > 0$, остальные компоненты тензора напряжений равны нулю. Главные напряжения определяются из решения уравнения (1.6)

$$\begin{vmatrix} -\lambda & \tau & 0 \\ \tau & -\lambda & 0 \\ 0 & 0 & -\lambda \end{vmatrix} = 0,$$

или в развернутом виде $-\lambda^3 + \tau^2\lambda = 0$. Корни уравнений $\lambda_1 = \sigma_1 = \tau$, $\lambda_2 = \sigma_2 = 0$, $\lambda_3 = \sigma_3 = -\tau$, интенсивность касательных напряжений $T = \tau$, а среднее нормальное напряжение $\sigma = 0$. Тогда оба показателя напряженного состояния равны нулю: $\frac{\sigma}{T} = 0$; $\mu_\sigma = 0$.

Изменим условие испытания образцов, производя их в испытательной камере под давлением жидкости, равным p .

При растяжении компоненты тензора напряжений изменятся и будут равны: $\sigma_{zz} = \sigma_1 - p$; $\sigma_{rr} = \sigma_{\varphi\varphi} = -p$, где σ_1 — напряжение одноосного

растяжения при $p = 0$. Среднее нормальное напряжение $\sigma = \frac{\sigma_1}{3} - p$,

а интенсивность касательных напряжений $T = \frac{(\sigma_{zz} - \sigma_{rr})}{\sqrt{3}} = \frac{\sigma_1}{\sqrt{3}}$. Тогда

показатели напряженного состояния равняются $\frac{\sigma}{T} = \frac{1}{\sqrt{3}} - \frac{\sqrt{3}}{\sigma_1} p$, $\mu_\sigma = -1$.

При одноосном сжатии под давлением компоненты тензора напряжений будут $\sigma_{rr} = \sigma_{\varphi\varphi} = -p$, $\sigma_{zz} = \sigma_3 - p$, где σ_3 — напряжение одноосного

сжатия при $p = 0$. Тогда показатели $\frac{\sigma}{T} = -\frac{1}{\sqrt{3}} - \frac{p\sqrt{3}}{\sigma_3}$, $\mu_\sigma = +1$.

В третьем опыте при испытании образца на сдвиг под давлением p главные напряжения изменятся и будут равны: $\sigma_1 = \tau - p$; $\sigma_2 = -p$; $\sigma_3 = -\tau - p$, здесь τ — напряжение чистого сдвига при $p = 0$. Среднее нормальное напряжение $\sigma = -p$, интенсивность касательных напряжений $T = \tau$, показатели напряженного состояния $\frac{\sigma}{T} = -\frac{p}{\tau}$, $\mu_\sigma = 0$.

Как и следовало ожидать, изменение давления жидкости в испытательной камере оказывает влияние только на среднее нормальное напряжение σ , а T и μ_σ остаются неизменными для каждого из рассмотренных видов испытания образцов, а вид испытания (растяжение, осадка, сдвиг) определяется значением девиатора напряжений и характеризуется показателем Лоде.

Рассмотренные выше понятия о напряжениях в деформируемом теле, нагруженном системой сил на поверхности S , ограничивающей объем V , связаны с характеристикой Кулонова взаимодействия материальных частиц сплошной среды. Однако в некоторых случаях существенными могут оказаться напряжения, обусловленные действием сил тяжести или инерции. Масса в сплошной среде непрерывно распределяется по объему. Для частицы объемом dV масса равна

$$dm = \rho dV, \quad (1.13)$$

где ρ — плотность материала.

Вместе с массой в деформируемом теле непрерывно распределены и силы тяжести и инерции, которые зависят соответственно от ускорения свободного падения \vec{g} и ускорения движения частицы по траектории \vec{W} . Силу тяжести, отнесенную к единице массы, называют удельной массовой силой, которая представляет собой вектор \vec{g} . Модуль этого вектора равен ускорению свободного падения.

1.2. Деформированное состояние

Деформированное состояние сплошной среды рассматривается в разделе механики — кинематике при изучении геометрических свойств движения. Для изучения движения сплошной среды используются переменные Эйлера и Лагранжа. Переменные Эйлера (коор-

динаты точки M x_i и время τ) рассматриваются в базисе неподвижного пространства наблюдателя. При этом координаты точки x_i не связаны с конкретной частицей. Переменные Лагранжа (координаты точки X_i и время τ) связаны с конкретной частицей, они как бы индивидуализируют частицу сплошной среды. Таким образом, представления Эйлера связаны с изучением механических явлений в данной точке пространства, а с точки зрения Лагранжа — для конкретной материальной частицы. В начальный момент времени $\tau = 0$ координаты точки M по Эйлеру и Лагранжу совпадают: $x_i = X_i$. Текущие координаты материальной частицы x_i в декартовой системе координат являются функциями начальных координат этой частицы X_j и времени τ

$$x_i = \varphi_i(X_j, \tau). \quad (1.14)$$

Зафиксируем начальные координаты X_j , а время будем считать переменным. Тогда определяем уравнение траектории для конкретной частицы. Фиксируя время $\tau = t$, по формулам (1.14) определяем распределение материальных частиц в пространстве в данный момент времени.

Закон движения сплошной среды (1.14) имеет место, если X_j и τ переменные. Уравнения (1.14) можно разрешить относительно X_j , тогда получим

$$X_j = X_j(x_i, \tau). \quad (1.15)$$

При фиксированных координатах x_i указываются частицы сплошной среды X_j , которые в разные моменты времени проходят выбранную точку пространства. Если зафиксировать некоторый момент времени $\tau = t$, то по формулам (1.15) определяются наименования материальных частиц в различных точках пространства в этот момент времени.

Уравнения (1.14) и (1.15) описывают один и тот же закон движения в выбранной системе отсчета, например, в неподвижной декартовой системе координат. В некоторых случаях удобно использовать сопутствующую систему координат, связанную с частицами сплошной среды. В момент времени $\tau = t$ ортогональная в начальный момент времени система координат превращается в криволинейную и неортогональную систему координат. Таким образом, сопутствующая система координат как бы «вморожена» в сплошную среду и деформируется вместе с ней, а координаты Лагранжа X_j материальных частиц в этой системе отсчета не изменяются.

Рассмотрим мгновенное состояние движения сплошной среды. Пусть деформируемое тело в некоторый момент времени t имеет объем V и ограничено поверхностью S . Мгновенное состояние движения в теле определяется полем скоростей v_i . Векторные линии поля скоростей называются линиями тока. Так как линии тока определены для мгновенного состояния движения, то для нестационарного процесса деформации они не совпадают с траекториями частиц, которые задаются уравнениями (1.14).

Пусть в произвольный момент времени t частица M занимает положение, определенное радиусом-вектором \vec{x} , а скорость ее задана проекциями v_i . В малой окрестности точки M определено положение точки M_1 , в которой скорость отличается от скорости точки M на вектор $d\vec{v}$, который является векторной функцией от аргумента $d\vec{l}$

$$d\vec{v} = \vec{A}(d\vec{l}), \quad (1.16)$$

а в координатной форме

$$dv_i = v_{i,j} dl_j, \quad (1.17)$$

где $v_{i,j}$ — коэффициенты линейного преобразования векторного поля скоростей в окрестности точки M .

Скорость деформации окрестности точки M определяется несимметричным тензором абсолютной производной векторного поля скоростей второго ранга $T_{v_{i,j}}$, компоненты которого удобно записывать в виде матрицы $(v_{i,j})$.

Тензор $T_{v_{i,j}}$ можно представить в виде суммы двух тензоров

$$T_{v_{i,j}} = T_{\xi} + T_{\omega}, \quad (1.18)$$

где T_{ξ} — симметричный тензор скорости деформации, компоненты которого равны

$$\xi_{ij} = \frac{1}{2}(v_{i,j} + v_{j,i}), \quad (1.19)$$

а T_{ω} — антисимметричный тензор скорости жесткого вращения частицы с компонентами $\omega_k = \frac{1}{2}(v_{i,j} - v_{j,i})$.

Выясним физический смысл компонентов тензора скорости деформации и тензора скорости вращения окрестности точки M . Пусть

окрестность точки M имеет форму параллелепипеда с бесконечно малыми размерами dx_i . Компоненты тензора скорости деформации ξ_{ij} при $i = j$ располагаются по диагонали матрицы (ξ_{ij}) и определяют скорости относительного удлинения ребер параллелепипеда, а компоненты ξ_{ij} при $i \neq j$ — скорости сдвигов в связи с изменением углов граней элементарного параллелепипеда. Компоненты тензора скорости вращения ω_k характеризуют скорости жесткого вращения частицы относительно осей базиса, проходящих через точку M .

Симметричный тензор скорости деформации имеет три взаимно ортогональных собственных вектора, которые являются главными направлениями тензора $\vec{e}_1, \vec{e}_2, \vec{e}_3$. Собственные значения тензора T_ξ определяют скорость относительного удлинения (укорочения) длин ребер элементарного параллелепипеда в главной системе координат ξ_1, ξ_2, ξ_3 . Заметим, что углы граней параллелепипеда в главной системе координат остаются прямыми.

Тензор скорости деформации можно представить в виде суммы двух тензоров — шарового и девиатора, компоненты которых связаны соотношением

$$\xi_{ij} = \frac{1}{3} \xi \delta_{ij} + e_{ij}, \quad (1.20)$$

где $\xi = \xi_{ii}$ — скорость относительного изменения объема;

e_{ij} — компоненты девиатора скорости деформации, с помощью которых определяется формоизменение элементарного параллелепипеда без изменения объема.

При решении прикладных задач часто используется величина интенсивности скорости деформации сдвига

$$H = (2e_{ij}e_{ij})^{\frac{1}{2}}. \quad (1.21)$$

С учетом выражения (1.20), подставляя их в (1.21), интенсивность скорости деформации сдвига можно определить по формуле

$$H = \sqrt{\frac{2}{3}((\xi_{xx} - \xi_{yy})^2 + (\xi_{yy} - \xi_{zz})^2 + (\xi_{zz} - \xi_{xx})^2 + 6(\xi_{xy}^2 + \xi_{xz}^2 + \xi_{yz}^2))}^{\frac{1}{2}}, \quad (1.22)$$

а в главной системе координат

$$H = \sqrt{\frac{2}{3}} \left((\xi_1 - \xi_2)^2 + (\xi_2 - \xi_3)^2 + (\xi_3 - \xi_1)^2 \right)^{\frac{1}{2}}. \quad (1.23)$$

Рассмотрим изменение деформированного состояния окрестности точки M во времени. Положение окрестности точки M_1 определено радиусом-вектором $d\vec{l}$. За бесконечно малый промежуток времени $d\tau$ отрезок $\vec{M}\vec{M}_1$ перемещается в положение $\vec{M}'\vec{M}'_1$, при этом произойдет его поворот относительно точки M и изменится его длина $|dl'|$. Векторы $d\vec{u} = \vec{v}d\tau$ и $(d\vec{u} + d(d\vec{u})) = (\vec{v} + d\vec{v})d\tau$ называются приращениями перемещений и они бесконечно малы (рис. 1.2).

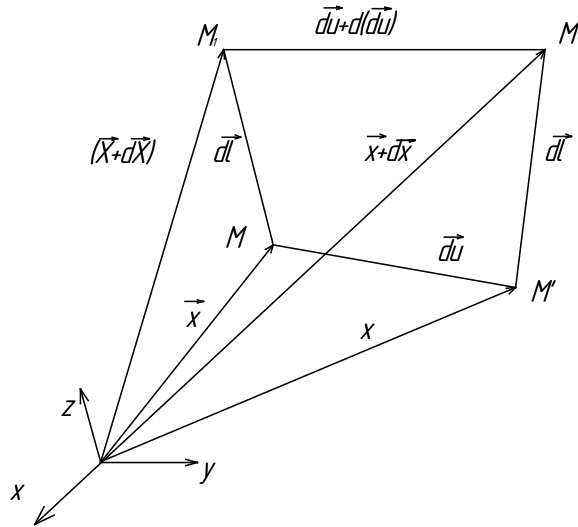


Рис. 1.2. Деформированное состояние окрестностей точек M и M' [1]

Эйлеровы и Лагранжевы координаты отличаются в этом случае на бесконечно малую величину $d\vec{u}$

$$\vec{x} = \vec{X} + d\vec{u}. \quad (1.24)$$

Деформированное состояние окрестности точки M за время $d\tau$ определяется симметричным тензором приращения деформаций $T_{d\varepsilon}$ и антисимметричным тензором приращения углов поворота материальной частицы $T_{d\varphi}$, компоненты которых соответственно равны:

$$d\varepsilon_{ij} = \xi_{ij}d\tau, \quad (1.25)$$

$$d\Phi_k = \omega_k d\tau. \quad (1.26)$$

Приращение относительного изменения объема, определяющее шаровой тензор, равно

$$d\varepsilon = \xi d\tau, \quad (1.27)$$

а компоненты девиатора приращения деформации

$$d\varepsilon_{ij} = e_{ij} d\tau. \quad (1.28)$$

Величину $d\Lambda = (2d\varepsilon_{ij}d\varepsilon_{ij})^{\frac{1}{2}}$ называют приращением степени деформации сдвига. С учетом (1.28) она определяется по формуле

$$d\Lambda = H d\tau. \quad (1.29)$$

Очевидно, за конечный промежуток времени t степень деформации сдвига окрестности точки M будет равна

$$\Lambda = \int_0^t H d\tau. \quad (1.30)$$

Отметим, что интегрирование осуществляется вдоль траектории точки M .

При некоторых дополнительных условиях компоненты тензора конечной деформации могут быть определены с помощью тензора логарифмических деформаций. Рассмотрим деформацию окрестности точки M , ограниченную сферической поверхностью радиуса dr в сопутствующей системе координат, определенной базисом собственных векторов тензора скорости деформации \vec{e}_i , $i = 1, 2, 3$. Если частица, определенная в малой окрестности точки M с условно выделенными материальными направлениями, имеет неизменную ориентацию в сопутствующей системе координат \vec{e}_i , то такую деформацию называют монотонной, а условие ее можно сформулировать так: компоненты тензора скоростей вращения в базисе собственных векторов тензора скорости деформации равны нулю

$$\omega_i = 0, i = 1, 2, 3. \quad (1.31)$$

В этом случае окрестность точки M , ограниченная сферой радиусом dr , примет форму эллипсоида с полуосями dr_1, dr_2, dr_3 . Если $dr_1 \geq dr_2 \geq dr_3$, тензор конечной деформации в принятой сопутствующей системе координат имеет диагональную матрицу с компонента-

ми: $\bar{\varepsilon}_1 = \ln \frac{dr_1}{dr}$; $\bar{\varepsilon}_2 = \ln \frac{dr_2}{dr}$; $\bar{\varepsilon}_3 = \ln \frac{dr_3}{dr}$. Они называются главными логарифмическими деформациями. Степень деформации сдвига равна

$$\Lambda = \sqrt{\frac{2}{3}} ((\bar{\varepsilon}_1 - \bar{\varepsilon}_2)^2 + (\bar{\varepsilon}_2 - \bar{\varepsilon}_3)^2 + (\bar{\varepsilon}_3 - \bar{\varepsilon}_1)^2)^{\frac{1}{2}}. \quad (1.32)$$

В случае монотонной деформации величина степени деформации сдвига, определенная по формулам (1.30) и (1.32), будет одинаковой. Примерами монотонной деформации являются рассмотренные выше испытания цилиндрических образцов на одноосное растяжение или сжатие.

Если условие (1.31) не выполняется, что соответствует вращению материальной частицы относительно осей базиса, деформация называется немонотонной. В этом случае расчет степени деформации сдвига по формуле (1.32) дает заниженный результат по сравнению с формулой (1.30). Примером немонотонной деформации является кручение цилиндрических образцов. Частным случаем такой деформации является знакопеременная деформация, условием которой является знакопеременный характер скорости вращения материальной частицы относительно осей базиса при движении ее вдоль траектории:

$$\text{Sign}\Phi_i = \text{var}, i = 1, 2, 3. \quad (1.33)$$

Примером знакопеременной деформации являются знакопеременные кручение или изгиб, растяжение-сжатие образцов и т. п. Знакопеременную деформацию характеризуют количеством этапов n и степенью деформации сдвига на отдельном этапе Λ_i , которая в общем случае определяется по формуле (1.30). Степень деформации сдвига за n этапов равна

$$\Lambda = \sum_{i=1}^n \Lambda_i. \quad (1.34)$$

1.3. Основные уравнения

Основные уравнения механики деформируемого тела являются следствием фундаментальных законов ньютоновской механики: сохранение массы и количества движения. С помощью первого начала

термодинамики формулируются уравнения сохранения количества механической и тепловой энергии.

Уравнение непрерывности массы, которая содержится в момент времени t в теле объемом V , ограниченном поверхностью S , имеет вид

$$m = \int_V \rho dV, \quad (1.35)$$

где $\rho = \rho(x, y, z, \tau)$ является полем плотности сплошной среды.

Закон сохранения массы требует равенства нулю скорости изменения массы $\frac{dm}{d\tau} = 0$. В момент времени t мысленно выделим малую окрестность точки M объемом $dV(t)$ с массой материала $dm = \rho dV$. В соответствии с законом сохранения массы $\frac{d(dm)}{d\tau} = \frac{d\rho}{d\tau} dV + \rho \frac{d(dV)}{d\tau} = 0$.

Скорость относительного изменения объема $\frac{d(dV)}{(dV)d\tau} = v_{i,i} = \text{div} \vec{v}$, тогда получим

$$\frac{d\rho}{d\tau} + \rho \text{div} \vec{v} = 0. \quad (1.36)$$

Это уравнение называется дифференциальным уравнением неразрывности. Его можно записать иначе:

$$\frac{\partial \rho}{\partial \tau} + (\rho v_i)_{,i} = 0. \quad (1.37)$$

Если плотность материала при деформации во времени и пространстве не изменяется ($\rho = \text{const}$), то такой материал является несжимаемым и условие неразрывности (1.36) и (1.37) вырождается в условие несжимаемости

$$\text{div} \vec{v} = v_{i,i} = \xi_{ii} = 0. \quad (1.38)$$

В соответствии со вторым законом Ньютона производная по времени от количества движения материальной точки равна действующей на нее силе

$$\frac{d(m\vec{v})}{d\tau} = \vec{F}. \quad (1.39)$$

Найдем уравнение движения для материального объема V , ограниченного поверхностью S , на которой действуют поверхностные напря-

жения f_i . Пусть элемент объема dV , масса которого ρdV , перемещается со скоростью v_i , тогда количество движения равно $\rho dV v_i$. Количество движения в объеме V определяется интегрированием $\int_V \rho v_i dV$. Учитывая уравнение неразрывности (1.38), вычислим производную $\frac{d}{d\tau} \int_V \rho v_i dV = \int_V \rho w_i dV$, где w_i — компоненты вектора ускорения.

В объеме тела действует массовая сила, равная $\int_V \rho g_i dV$, где g_i — компоненты удельной массовой силы. На поверхности тела S действуют поверхностные напряжения $f_i = \sigma_{ij} n_j$, тогда результирующая сила, действующая на поверхности тела, будет равна $\int_S \sigma_{ij} n_j dS$, а применив к поверхностному интегралу формулу Остроградского—Гауса, получим выражение $\int_V \sigma_{ij,j} dV$. Окончательно уравнение движения сплошной среды будет

$$\int_V [\sigma_{ij,j} + \rho g_i - \rho w_i] dV = 0. \quad (1.40)$$

Уравнение (1.40) имеет смысл, если подынтегральное выражение равно нулю. Отсюда следуют дифференциальные уравнения движения сплошной среды

$$\sigma_{ij,j} + \rho(g_i - w_i) = 0. \quad (1.41)$$

Действием массовой силы и силы инерции в некоторых случаях можно пренебречь. В результате получаются известные уравнения равновесия:

$$\sigma_{ij,j} = 0. \quad (1.42)$$

Уравнение сохранения механической энергии. Энергия является общей мерой материального движения при превращении ее из одного вида в другой. В соответствии с первым законом термодинамики полная внутренняя энергия изолированной системы остается неизменной.

Уравнение движения сплошной среды (1.40) тождественно удовлетворяет закону сохранения энергии. Покажем это, умножив левую и правую части уравнения (1.40) скалярно на поле приращения перемещений. В результате получим:

$$\int_V [\sigma_{ij,j} + \rho g_i - \rho w_i] v_i d\tau dV = 0. \quad (1.43)$$

Прделаем некоторые преобразования

$$\int_V (\sigma_{ij} v_i)_{,i} d\tau dV + \int_V \rho g_i v_i d\tau dV = \int_V \rho w_i v_i dV + \int_V \sigma_{ij} v_{i,j} d\tau dV. \quad (1.44)$$

К первому интегралу в левой части применим формулу Остроградского—Гауса и учтем, что $\sigma_{ij} n_j = f_i$; во втором интеграле правой части, используя условие симметрии тензора напряжений $\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$, преобразуем подынтегральное выражение $\sigma_{ij} v_{i,j} = \sigma_{ij} \xi_{ij}$, а первый интеграл пра-

вой части преобразуем: $\int_V d(\rho dV \frac{v_i v_i}{2})$. Окончательно будем иметь уравнение сохранения механической энергии в момент времени t :

$$\int_S f_i v_i d\tau dS + \int_V \rho dV g_i v_i d\tau = \int_V d(\rho dV \frac{v_i v_i}{2}) + \int_V \sigma_{ij} \xi_{ij} d\tau dV. \quad (1.45)$$

Из этого уравнения следует, что работа приложенных к телу поверхностных сил (первый интеграл) и распределенных в объеме массовых сил (второй интеграл) затрачивается на изменение кинетической энергии тела (третий интеграл) и на работу внутренних сил (четвертый интеграл).

Уравнение сохранения тепловой энергии. Закон сохранения тепловой энергии формулируется так: тепло Q_1 , возникшее в единицу времени при деформации материальной частицы, отводится за счет теплопроводности в соседние объемы Q_2 , а оставшаяся часть тепла Q_3 идет на повышение ее температуры:

$$Q_1 = Q_2 + Q_3. \quad (1.46)$$

Будем полагать, что вся энергия пластической деформации превращается в тепло, тогда из выражения (1.46) в некоторый момент времени $t = \tau$ получается известное уравнение теплопроводности:

$$\sigma_{ij} \xi_{ij} = -\text{grad}(\lambda_i, \theta) + c\rho \frac{d\theta}{d\tau}, \quad (1.47)$$

где θ — температура; ρ — плотность; c — массовая теплоемкость; λ — коэффициент теплопроводности.

Очевидно, что для установления временной и пространственной зависимости температуры $\theta(x_i, \tau)$, которую находят из решения уравнения теплопроводности, необходимо знать поля скоростей и напряжений.

1.4. Определяющие соотношения

Отметим, что основные уравнения механики деформируемого тела, а именно дифференциальные уравнения неразрывности (1.37), дифференциальные уравнения движения сплошной среды (1.41), уравнения сохранения механической (1.45) и тепловой (1.47) энергий, составляют незамкнутую систему уравнений. Эту систему необходимо дополнить определяющими уравнениями, которые устанавливают связь между напряженным и деформированным состояниями. Уравнения, с помощью которых такая связь устанавливается, называются еще уравнениями состояния или физическими уравнениями. Целесообразно выбирать идеализированные механические модели деформируемого тела, которые отражают самые существенные свойства механического поведения. Моделью деформируемого тела называются уравнения связи между инвариантными характеристиками напряженного и деформированного состояний. Эта связь в зависимости от полноты представлений о механическом поведении деформируемого тела выражается алгебраическими, дифференциальными либо интегральными уравнениями. Коэффициенты в уравнениях связи находятся из опытов при испытании образцов на растяжение, кручение или сложное нагружение при использовании камеры высокого давления. Структура модели определяется основными свойствами деформируемого тела: упругостью, вязкостью, пластичностью. При этом полагают, что деформируемое тело обладает только одним из этих свойств либо всеми вместе в определенном соотношении между собой.

Упругое тело под воздействием внешних сил испытывает деформацию. Вследствие Кулонова взаимодействия частиц возникают напряжения и совершается некоторое количество работы. Эта работа превращается в потенциальную энергию тела, которая после снятия внешней нагрузки расходуется на восстановление первоначальной формы тела, т.е. упругая деформация и напряжения исчезают. Упругость — это свойство материала упруго изменять форму тела при воздействии на него внешних нагрузок и температуры, а после снятия нагрузок восстанавливать форму тела без остаточных деформаций и напряжений.

При увеличении внешней нагрузки и достижении ее критического значения в деформируемом теле возникают остаточные деформации,

вызванные вязкими или пластическими свойствами материала. При этом изменяется объем и форма тела и, в некоторых случаях, происходит разрушение или потеря эксплуатационных характеристик. Свойства пластичности и вязкости материала в процессах обработки металлов давлением при получении изделий являются необходимыми для успешного формоизменения.

Модель идеально упругого тела. В качестве уравнений состояния для идеально упругого тела принимается обобщенный закон Гука, основанный на пропорциональной зависимости среднего нормального напряжения σ и относительного изменения объема ε , а также компонентов девиаторов напряжений и деформаций:

$$\sigma = E_0 \varepsilon, \quad (1.48)$$

$$(\sigma_{ij} - \sigma \delta_{ij}) = 2G(\varepsilon_{ij} - \frac{1}{3}\varepsilon \delta_{ij}), \quad (1.49)$$

где E_0 и G — константы, определяющие упругие свойства изотропного материала — объемный модуль упругости и модуль упругости при сдвиге; σ_{ij} и ε_{ij} — компоненты тензоров напряжения и малой упругой деформации; $\varepsilon = \varepsilon_{ii}$ — упругое изменение объема. Объемный модуль упругости имеет размерность напряжения и характеризует сопротивление материала упругому изменению объема (без изменения формы), а модуль упругости при сдвиге G , характеризующий сопротивление материала упругому изменению формы без изменения объема, также имеет размерность напряжения. Воспользуемся формулой для интенсивности касательных напряжений (1.9) $T = (\frac{1}{2} S_{ij} S_{ij})^{\frac{1}{2}}$.

Подставим значения S_{ij} в соответствии с выражением (1.49) и получим

$$T = G(2\mathcal{E}_{ij}\mathcal{E}_{ij})^{\frac{1}{2}}, \quad (1.50)$$

где \mathcal{E}_{ij} — компоненты девиатора упругой деформации, следовательно, $T = G\Lambda$, Λ — степень деформации сдвига малой упругой деформации.

Под воздействием шарового тензора напряжений изотропный материал изменяет объем, а под воздействием девиатора тело изменяет форму без изменения объема.

Помимо упругих характеристик E_0 и G используют коэффициент Пуассона ν и модуль нормальной упругости E . Коэффициент Пуассона

на определяется модулем отношения минимального к максимальному компонентом тензора главных упругих деформаций при одноосном растяжении цилиндрического образца $\nu = \left| \frac{\varepsilon_3}{\varepsilon_1} \right|$, а модуль нормальной

упругости устанавливает связь при этом испытании между значениями напряжений и деформаций в направлении оси образца $\sigma_1 = E\varepsilon_1$. Из четырех характеристик упругости материала, только две независимые, т. к. все они связаны соотношениями:

$$E = 2(1 + \nu)G, \quad (1.51)$$

$$E_0 = \frac{E}{(1 - 2\nu)}. \quad (1.52)$$

Для несжимаемого материала коэффициент Пуассона $\nu = 0,5$, тогда $E = 3G$, а E_0 обращается в бесконечность.

Определяющие уравнения (1.49) можно записать в виде

$$\sigma_{ij} = 2G\varepsilon_{ij} + \frac{1}{3}\lambda\varepsilon\delta_{ij}, \quad (1.53)$$

где $\lambda = \frac{2\nu}{1 - 2\nu} \cdot G$ — постоянная Ляме.

В случае нелинейной упругости определяющие уравнения (1.49) сохраняют свой вид, однако модуль упругости на сдвиг $G = \frac{dT}{d\Lambda}$ будет переменным, а зависимость $T(\Lambda)$ должна быть определена из дополнительных опытов. Причем с увеличением степени деформации сдвига должна увеличиваться и интенсивность касательных напряжений. Это требование называется условием устойчивости упругой деформации $\frac{dT}{d\Lambda} > 0$. В противном случае говорят о потере устойчивости, при этом деформация локализуется в некоторой части тела, а в остальных частях происходит упругая разгрузка.

Отметим, что определяющие уравнения (1.48), (1.49) и (1.53) справедливы лишь для изотропного материала и не зависят от показателя Лоде $\mu_\sigma = \mu_\varepsilon$, характеризующего вид девиатора деформаций при испытании образцов, по результатам которых определяются упругие характеристики материала. Для неизотропного материала (монокристалл,

поликристаллическая крупная зеренная структура, текстура деформации, композитные материалы с разнообразной формой и взаимной геометрической ориентацией структурных составляющих и т. п.) упругие свойства в различных направлениях отличаются друг от друга, а гипотеза о пропорциональности компонентов девиаторов напряжений и деформаций, а также среднего нормального напряжения и относительного изменения объема не верна.

Модель идеальной жидкости. Для идеальной жидкости (газа) отсутствует внутреннее трение и компоненты девиатора напряжений равны нулю

$$(\sigma_{ij} - \sigma \delta_{ij}) = 0. \quad (1.54)$$

Это свидетельствует о том, что изменение формы тела происходит без сопротивления деформации, а тензор напряжений равен шаровому тензору T_σ . В этом случае определяющее уравнение указывает на влияние среднего нормального напряжения σ на плотность жидкости ρ

$$f(\sigma, \rho) = 0. \quad (1.55)$$

Модель линейно-вязкой жидкости. Для линейно-вязкой жидкости дополнительно к уравнению (1.55) постулируется условие пропорциональности девиаторов напряжений и скоростей деформации

$$s_{ij} = 2\mu e_{ij}, \quad (1.56)$$

где μ — коэффициент внутреннего трения или коэффициент вязкости, который зависит от скорости деформации света H , среднего нормального напряжения σ и температуры θ , но не зависит от степени деформации. Используя выражение для интенсивности касательных напряжений $T = (\frac{1}{2} s_{ij} s_{ij})^{\frac{1}{2}}$ и подставляя в правую часть выражения (1.56), определяется значение коэффициента вязкости

$$\mu = \frac{T}{H}. \quad (1.57)$$

Для нелинейно-вязкой среды в опытах дополнительно необходимо установить зависимость $T = T(H)$, а коэффициент вязкости будет зависимым не только от среднего нормального напряжения σ и температуры θ , но и от интенсивности скорости деформации сдвига H . Зависимость (1.57) определяется в опытах при испытании жидкости

на специальных приборах вискозиметрах. Конструкция вискозиметра должна обеспечивать независимое изменение друг от друга механических переменных (σ , θ , H).

Модель жесткой идеально пластической среды. Эту модель также относят к простейшим механическим моделям сплошной среды. Пластическое течение сопровождается остаточной деформацией, т. е. изменением формы тела. Пластическая деформация возникает в момент, когда интенсивность касательных напряжений в рассматриваемой точке достигает предельного для материала значения, равного пределу текучести на сдвиг:

$$T = \tau_s = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}}, \quad (1.58)$$

где σ_s — предел текучести при линейном растяжении. Для идеально пластической среды τ_s и σ_s при деформации не изменяются, т. е. пренебрегают действием процессов упрочнения и разупрочнения.

Особенностями жесткой идеально пластической среды является отсутствие какой-либо деформации при $T < \tau_s$, а также отсутствие упрочнения металла при деформации. Определяющие уравнения для теории течения имеют вид:

$$s_{ij} = \frac{2\tau_s}{H} e_{ij}, \quad (1.59)$$

а для теории течения в приращениях деформации

$$s_{ij} = \frac{2\tau_s}{d\Lambda} d\varepsilon_{ij}. \quad (1.60)$$

Для большой деформации, которая имеет место в процессах обработки металлов давлением, коэффициент пропорциональности между компонентами девиаторов напряжений и конечных деформаций $\frac{2\tau_s}{\Lambda}$ зависит от траектории нагружения материальной частицы. Например, при знакопеременной деформации, когда проявляется эффект Баушингера, предел текучести на сдвиг не является константой. Однако для процессов монотонной деформации допустима связь

$$s_{ij} = \frac{2\tau_s}{\Lambda} \varepsilon_{ij}, \quad (1.61)$$

где $\varepsilon_{ij} = \int_0^t e_{ij} d\tau$ — компоненты девиатора конечной деформации.

Лучшим образом реальные свойства деформируемой среды отражают модели, учитывающие упрочнение металла при пластической деформации. Уравнением поверхности текучести в случае изотропного упрочнения, так же как и для идеально пластического тела, может быть уравнение цилиндра (условие текучести Мизеса), однако радиус цилиндра зависит от параметра нагружения

$$\varphi(s_{ij}) = f(q), \quad (1.62)$$

где $q(\tau)$ — параметр нагружения, в качестве которого можно применять степень деформации сдвига либо работу пластической деформации единичного объема.

В соответствии с гипотезой «единой кривой» упрочнение металла при пластической деформации не зависит от схемы напряженного состояния, характеризуемой значениями показателей σ / T и μ_σ , и от характера деформации (монотонная или знакопеременная). Таким образом, кривая упрочнения, полученная в опытах на растяжение, применяется для любых процессов обработки металлов давлением.

Среда со сложными реономными свойствами. В общем случае, когда различным образом проявляются свойства упругости, вязкости и пластичности, модели являются динамичными и записываются в виде дифференциальных и интегральных уравнений.

Модель линейной упруговязкой среды хорошо описывает поведение полимерных материалов. При низких температурах для них характерно стекловидное состояние и отчетливо проявляются упругие свойства, а при высоких температурах — вязкие свойства, и, как следствие, можно наблюдать ползучесть и релаксацию. При горячей обработке давлением для металлов также проявляются ползучесть, если скорость деформации низкая, и релаксация напряжений в паузах.

Для упруговязкой среды Максвелла скорость деформации $N = \frac{d\Lambda}{d\tau}$ является суммой упругой $N^e = \frac{1}{G} \frac{dT}{d\tau}$ и вязкой $N^p = \frac{T}{\mu}$ составляющих,

которые соответствуют одному и тому же значению интенсивности касательных напряжений T . Поэтому в момент времени $\tau = t$ будем иметь

$$\frac{d\Lambda}{dt} = \frac{1}{G} \frac{dT}{dt} + \frac{T}{\mu}. \quad (1.63)$$

В случае постоянных напряжений $T = \text{const}$ материал течет как вязкая жидкость:

$$T = \mu \dot{\Lambda}. \quad (1.64)$$

Если в момент времени $\tau = 0$ зафиксируем деформацию $\frac{d\Lambda}{dt} = 0$, то

$$\frac{dT}{T} = -\frac{G}{\mu} dt.$$

После интегрирования, обозначив $t_0 = \frac{\mu}{G}$ — время релаксации, получим закон релаксации (уменьшения) напряжений при неизменной деформации во времени

$$T = T_0 \exp\left(-\frac{t}{t_0}\right). \quad (1.65)$$

Это уравнение хорошо описывает процесс разупрочнения металла при горячей обработке давлением во время паузы.

Приведем пример упруговязкой среды Фойгта (Кельвина) с иным по сравнению со средой Максвелла соотношением упругих и вязких свойств:

$$T = G\Lambda + \mu \frac{d\Lambda}{dt}. \quad (1.66)$$

При фиксированной деформации $\Lambda = \text{const}$ интенсивность касательных напряжений определяется упругими свойствами тела и во времени не изменяется. В случае, когда $T = \text{const}$, деформация развивается по закону ползучести

$$\Lambda = \frac{T}{G} \left[1 - \exp\left(-\frac{G}{\mu} t\right) \right], \quad (1.67)$$

т. е. проявляется свойство среды деформироваться во времени при постоянном напряжении, стремясь к значению $\Lambda = \frac{T}{G}$.

Более общее представление о вязкоупругом теле дают определяющие соотношения в виде интегральных уравнений:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{ij} &= \frac{S_{ij}}{2G} + \int_0^t K(t-\tau) s_{ij}(\tau) d\tau; \\ \varepsilon &= \frac{3\sigma}{E_0} + \int_0^t K_1(t-\tau) \cdot 3\sigma(\tau) d\tau, \end{aligned} \quad (1.68)$$

ε_{ij} и s_{ij} — компоненты девиаторов деформации и напряжений; ε и σ — относительное изменение объема и среднее нормальное напряжение, K и K_1 — ядра сдвиговой и объемной ползучести. Первые члены в правой части интегральных уравнений характеризуют мгновенную деформацию упругого изменения формы и объема материальной частицы, а вторые члены — деформацию последствия. Уравнения (1.68) представляют собой интегральные уравнения Вольтерра и при известных функциях $\varepsilon_{ij}(\tau)$ и $\varepsilon(\tau)$ они могут быть разрешены относительно σ и S_{ij} .

$$\begin{aligned} s_{ij} &= 2G\varepsilon_{ij} - \int_0^t R(t-\tau)\varepsilon_{ij}(\tau)d\tau; \\ \sigma &= \frac{1}{3}E_0 \cdot \varepsilon - \int_0^t R_1(t-\tau) \cdot \varepsilon(\tau)d\tau, \end{aligned} \quad (1.69)$$

где R и R_1 — резольвенты ядер K и K_1 , которые связаны между собой соотношениями:

$$\begin{aligned} K(t) &= K(t) + \int_0^t K(\tau)R(t-\tau)d\tau; \\ K_1(t) &= K_1(t) + \int_0^t K_1(\tau)R_1(t-\tau)d\tau. \end{aligned} \quad (1.70)$$

Ядро $K(t)$ можно найти из опыта на ползучесть, а из выражения (1.70) резольвенту. Однако резольвенту $R(t)$ можно также найти из опыта на релаксацию. Это позволяет проверить соответствие линейной упруговязкой модели тела опытным данным. Ядра K_1 и R_1 для малосжимаемых материалов, какими являются металлы и полимеры, найти трудно. При условии несжимаемости $\varepsilon = 0$, $E_0 = \infty$, а $K_1 = R_1 = 0$.

Если процесс деформации производить очень быстро в интервале $0_- \leq t \leq 0_+$, то материал обладает идеальной упругостью, а уравнения (1.69) совпадают с обобщенным законом Гука (см. выражения (1.48) и (1.49)).

Модель вязкопластической среды. При параллельном соединении вязкого и пластического элементов в модели, если интенсивность касательных напряжений $T < \tau_s$, то среда не испытывает деформаций, а при $T \geq \tau_s$ проявляются вязкопластические свойства, характерные для металлов при высоких температурах, для густых смазок, красок и т. п. Определяющие соотношения для вязкопластической среды:

$$S_{ij} = 2 \left(\frac{\tau_s}{H} + \mu \right) e_{ij}. \quad (1.71)$$

Величина сопротивления деформации при сдвиге является некоторой функцией скорости и степени деформации, учитывающей влияние процессов упрочнения и разупрочнения, а также влияние температуры. Уравнение модели деформируемого тела можно записать так:

$$T = \tau_s (H, \Lambda, \theta) + \mu(H, \Lambda, \theta)H. \quad (1.72)$$

Вязкопластическую среду, известную как деформируемое тело Шведова — Бингама, можно рассматривать как предельный случай нелинейно-вязкой среды.

При последовательном соединении вязкого и пластического элементов при интенсивности касательных напряжений $T < \tau_s$ наблюдаются ползучесть, или вязкое течение среды, а при $T = \tau_s$ в теле одновременно возникают области вязкого течения там, где $T < \tau_s$, и области пластического течения там, где $T = \tau_s$. На границах этих областей соблюдаются условия непрерывности напряжений и скоростей.

Для развития моделей деформируемых сред большое значение имеет разработка методологии экспериментальных исследований механического поведения материалов в различных условиях напряженного состояния, температурно-скоростных условий при монотонной и знакопеременной деформации. Для этого используются пластометры, универсальная испытательная машина, вискозиметры, на которых можно обеспечить высокие параметры нагружения: давление рабочей жидкости в испытательной камере до 1000 МПа, температуру до 1300 °С, широкий спектр скоростей нагружения от 0,01 до 100 мм/с. Для управления процессом нагружения образца используют современную микропроцессорную технику и датчики для определения параметров нагружения в фиксированный момент времени. Результаты опытов обрабатывают с помощью специального программного обеспечения и вычисляют константы материала в соответствии с выбранной моделью деформируемого тела, отражающей самые существенные свойства механического поведения материала при пластической деформации.

1.5. Закономерности упрочнения и разупрочнения сталей и сплавов при пластической деформации и рекристаллизации

Феноменологические модели упрочнения металла связывают между собой инвариантные характеристики напряженного и деформированного состояний металла при пластической деформации. Уравнения

связи находят на основании испытания образцов, имеющих конечные размеры, следовательно, в дальнейшем можно говорить только о макроскопических характеристиках напряжений и деформаций. Модели упрочнения имеют большое теоретическое значение, т. к. с их помощью находят определяющие соотношения механики деформируемого тела. Они необходимы для решения краевых задач и исследования напряженно-деформированного состояния металла в технологических процессах обработки металлов давлением. Практическая значимость феноменологических моделей упрочнения металла связана с определением энергосиловых параметров и формоизменения металла при обработке давлением. С помощью моделей упрочнения возможно прогнозирование прочностных характеристик металла и определение оптимальных режимов пластической деформации и термомеханической обработки.

В общем случае для изотропного материала определяющие соотношения построены на гипотезе о подобии девиаторов напряжений и скоростей деформаций либо приращений деформаций. Коэффициент пропорциональности между соответствующими компонентами определяется с помощью функции упрочнения

$$T = T[H, \Lambda, \Lambda(\tau), \omega_k(\tau), \theta], \quad (1.73)$$

где $\Lambda(\tau)$ и $\omega_k(\tau)$ — соответственно функции степени деформации сдвига и компонент вектора скорости вращения частицы относительно главных осей тензора напряжений, определенные вдоль траектории ее движения, эти функции отражают историю нагружения частицы; H — интенсивность скорости деформации сдвига, θ — температура деформации.

В общем случае выражение (1.73) является функционалом наследственного типа. Значение T в заданный момент времени $\tau = t$ зависит не только от значений степени и скорости деформации сдвига Λ и H , но и от истории нагружения, определенной функциями $\Lambda(\tau)$ и $\omega_k(\tau)$. Функция $\Lambda(\tau)$ отражает влияние скорости протекания процессов упрочнения и разупрочнения в условиях горячей деформации, а совместно с функцией $\omega_k(\tau)$ — особенности формирования тонкой структуры металла при монотонной и знакопеременной деформациях.

При конструировании феноменологической модели упрочнения используется эвристический метод, требующий знания общих закономерностей упрочнения и разупрочнения, проявления вязко-

сти и пластичности, влияния тонкой структуры металлов и сплавов на сопротивление деформации и интенсивность циклического разупрочнения при знакопеременной деформации, учета влияния типа кристаллической решетки, химического состава, фазового состояния и структуры. Четкого алгоритма решения этой сложной задачи не существует, но оно может быть достигнуто, если обратиться к идеализированным моделям пластического течения, которые были рассмотрены выше. В этом случае выражение (1.73) в каждом конкретном случае может быть записано в виде алгебраического, дифференциального, интегрального уравнений, либо в виде системы дифференциальных уравнений.

При холодной деформации температура и скорость деформации не оказывают существенного влияния на сопротивление деформации. Деформационное упрочнение зависит только от накопленной степени деформации сдвига, тогда выражение (1.73) можно записать в виде функции

$$\tau = \tau_{s0} + \frac{g}{\sqrt{3}} \Lambda^c, \quad (1.74)$$

или для сопротивления деформации

$$\sigma_s = \sigma_{s0} + g \Lambda^b, \quad (1.75)$$

где σ_{s0} , τ_{s0} , g , c и b — константы, которые находятся из опытов.

Одним из наиболее распространенных методов определения констант в выражениях (1.74) и (1.75) является растяжение цилиндрических образцов. Испытание проводят до разрушения, фиксируя в определенные моменты времени силу растяжения P_i , минимальный диаметр d_i и радиус продольного сечения R_i в наименьшем сечении шейки образца и подсчитываются пары значений

$$\sigma_{si} = \frac{4P_i}{\pi d_i^2} \left(1 + \frac{1}{8} \frac{d_i}{R_i} \right)^{-1}$$

и $\Lambda_i = 2\sqrt{3} \ln \frac{d_0}{d_i}$, где d_0 и d_i — значения диаметра образца в начальный

$i = 0$ и в i -й моменты времени испытания, i имеет значения от 0 до k , определяет номер момента испытания. Константы σ_{s0} , g и b вычисляются по методу наименьших квадратов. Полученные кривые упрочнения (1.74) или (1.75) после проверки адекватности модели, считая справедливой гипотезу «единой кривой», рекомендуется применять для

практических расчетов при исследовании процессов обработки металлов давлением.

Константы материала можно определять при испытании цилиндрических образцов на одноосное сжатие. В опытах необходимо принять меры по максимально возможному уменьшению напряжений трения с целью предотвращения бочкообразования так, чтобы напряженное состояние было линейным. Измеряя в определенные i -е моменты времени высоту образца h_i и силу осадки P_i , подсчитываются пары значений $\sigma_{si} = \frac{4P_i \cdot h_i}{\pi d_0^2 h_0}$ и $\Lambda_i = \sqrt{3} \ln \frac{h_0}{h_i}$, где h_0 и h_i — значения высоты образца

в начальный $i = 0$ и i -й моменты времени. По методу наименьших квадратов по опытным данным вычисляются константы; таким образом находят кривую упрочнения (1.75) при осадке образцов и ее можно сравнить с аналогичной кривой, полученной при растяжении цилиндрических образцов. Для уменьшения систематической ошибки, связанной с бочкообразованием образца, рекомендуется в момент, когда наступает бочкообразование, переточить образец и продолжить испытание образца. Однако, суммарную степень деформации сдвига при этом можно достичь лишь до значения $\Lambda \approx 2,0$.

Для изучения кривой упрочнения при чистом сдвиге применяется метод скручивания сплошных и трубчатых образцов. Для пластического кручения в определенные моменты времени измеряют угол закручивания подвижного захвата φ_i , угол наклона риски на поверхности образца γ_i и соответствующее им значение крутящего момента M_i . Максимальное касательное напряжение и степень деформации сдвига сплошного образца определяются по формулам:

$$T_i = \tau_{\max} = \frac{4}{\pi d_0^3} \left(3M_i + \left(\frac{dM}{d\varphi} \right)_i \right); \quad (1.76)$$

$$\Lambda_i = \operatorname{tg} \gamma_i.$$

При кручении сплошного образца степень деформации сдвига зависит от радиуса: на оси симметрии равняется нулю, а на поверхности имеет максимальное значение. Поэтому упрочнение по сечению образца неравномерное, это вносит погрешность при определении кривой упрочнения. Поэтому в опытах применяют трубчатые образцы с наружным и внутренним диаметрами d_0 и d_1 . В этом случае интенсивность касательных напряжений в i -й момент времени находит-

ся по формуле $T_i = \frac{12}{\pi(d_0^3 - d_1^3)} M_i$. Недостатком испытания трубчатых,

особенно тонкостенных, образцов является потеря геометрической устойчивости при закручивании их на большой угол.

Положительного эффекта повышения точности определения кривой упрочнения можно добиться, применяя два сплошных образца с выточкой радиусом в продольном сечении R_0 и различными диаметрами в наименьшем сечении выточки d_0 и d_1 . Тогда интенсивность касательных напряжений можно найти по формуле

$$T_i = \frac{12}{\pi(d_0^3 - d_1^3)} (M_0 - M_1)_i, \text{ где } M_0 \text{ и } M_1 \text{ — крутящие моменты на образ-$$

цах с диаметрами d_0 и d_1 . При отношении $\frac{R_0}{d_0} = 1,25$ удается добиться

устойчивой связи угла наклона риски на поверхности образца γ и угла поворота подвижного захвата ϕ в любой момент испытания в широком диапазоне изменения температуры как при кручении в одном направлении, так и при знакопеременном кручении. Это обстоятельство является чрезвычайно важным, т. к. позволяет, измеряя угол ϕ_i , определять угол γ_i и степень деформации сдвига Λ_i . Зная пары значений T_i и Λ_i , при $i = 0, 1, \dots, k$, с помощью метода наименьших квадратов находят константы материала τ_{s0} , g и c , тем самым кривую упрочнения (1.74).

При одноосном растяжении и сжатии деформация является монотонной, а при кручении — квазимоноотонной. Кроме того, при одноосном растяжении образца показатель Лоде $\mu_\sigma = -1$, при кручении $\mu_\sigma = 0$, а при одноосном сжатии $\mu_\sigma = 1$. Для проверки гипотезы подобия девиаторов напряжения и приращения пластической деформации, представленной уравнением $\mu_\sigma = \mu_{de}$, были поставлены опыты по нагружению стальных, медных и никелевых тонкостенных труб осевой силой, крутящим моментом и внутренним давлением. Оказалось, что гипотеза о подобии девиаторов удовлетворяется для условий чистого сдвига, а при $\mu_\sigma \neq 0$ экспериментальные точки имеют систематическое отклонение от прямой $\mu_\sigma = \mu_{de}$.

На рис. 1.3 показана кривая упрочнения AB , полученная при кручении трубчатых образцов из стали. Если после разгрузки образец вновь нагрузить крутящим моментом в том же направлении, то кривая упрочнения $CB'G$ явится продолжением кривой упрочнения

AB. Если повторное кручение производить в обратном направлении, то кривая упрочнения *CDE* лежит ниже кривой *ABG*. Отношение отрезков $\frac{CD}{CB} = \frac{\sigma_{s20}}{\sigma_{s1}}$ называют коэффициентом Баушингера, впервые

установившего феномен уменьшения предела текучести металла при знакопеременной деформации. Отметим, что величина эффекта в монокристаллах больше, чем в поликристаллах. Эффект Баушингера объясняется различным характером развития дислокационной структуры при монотонной и знакопеременной деформациях.

Для изучения влияния условий нагружения в диапазоне развитых пластических деформаций на коэффициент Баушингера были проведены эксперименты по знакопеременному кручению образцов из пяти марок стали под различным гидростатическим давлением жидкости в испытательной камере.

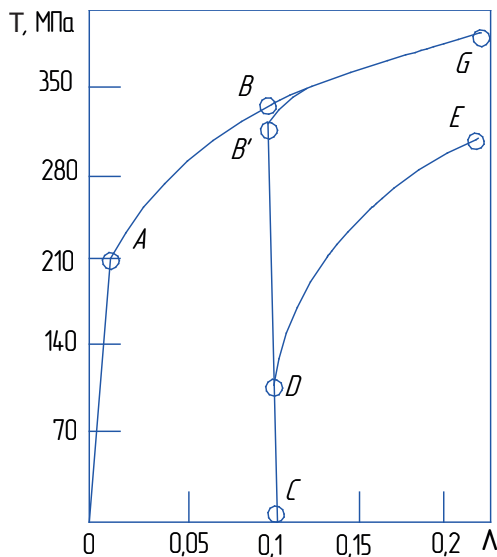


Рис. 1.3. Эффект Баушингера при знакопеременном кручении [1]

После закручивания образцов, обеспечивая различное число этапов n с различными значениями амплитуды Λ_i и суммарную деформацию

$$\Lambda_n = \sum_{i=1}^n \Lambda_i, \text{ проводили дополнительное закручивание образцов в том же}$$

направлении, что и на последнем n -м этапе, и в противоположном на-

правлении с целью определения σ_{s1} и σ_{s20} , а затем коэффициента Баушингера $\beta = \frac{\sigma_{s20}}{\sigma_{s1}}$. В табл. 1.1 приведены значения коэффициента β .

Из анализа данных таблицы видно, что ни показатель напряженного состояния, ни степень деформации сдвига не оказывают существенного влияния на коэффициент Баушингера. Однако он имеет различные значения для различных марок стали: наименьшее значение $\beta = 0,40$ имеет место для стали ШХ15, а наибольшее $\beta = 0,71$ для стали 30ХГСА. Тот факт, что ни амплитуда, ни число этапов, ни суммарная деформация не оказывают влияние на эффект Баушингера, позволяет легко определить сопротивление деформации в начале любого этапа знакопеременной деформации, если известна кривая упрочнения для монотонной деформации:

$$\sigma_s = \beta(\sigma_{s0} + g\Lambda^b). \quad (1.77)$$

В то же время показано, что дальнейший ход кривой упрочнения зависит как от номера этапа, так и от предварительной степени деформации сдвига. В опытах было установлено, что интенсивность упрочнения в начальной стадии деформации при увеличении номера этапа возрастает (принцип Мазинга). Кривая упрочнения при знакопеременной деформации проходит ниже той, которая имеет место при монотонной деформации, вследствие циклического разупрочнения металла.

Приведены сравнения кривых упрочнения металла, полученных после холодной прокатки труб и после волочения проволоки, с кривой упрочнения исследованных марок стали в исходном состоянии.

Таблица 1.1

Результаты определения коэффициента Баушингера для ряда марок сталей в зависимости от условий испытаний [1]

Марка стали	n	p , МПа	Λ_Σ	β
12Х18Н10Т	5	0,1	4,52	0,46
	7	200	5,94	0,44
	6	300	5,44	0,42
	7	400	6,97	0,45
	7	600	7,66	0,45
	6	800	8,18	0,42

Окончание табл. 1.1

Марка стали	n	p , МПа	Λ_{Σ}	β
30ХГСА	4	0,1	2,89	0,68
	8	0,1	3,35	0,74
	5	200	5,34	0,68
	11	200	5,80	0,77
	15	400	8,3	0,66
ШХ15	10	0,1	5,78	0,40
	7	400	6,14	0,40
	8	800	8,99	0,40
	8	800	8,99	0,40
12Х1МФ	7	0,1	7,57	0,69
	7	200	5,20	0,71
	7	300	9,77	0,70
	7	500	10,58	0,69
Ст45	6	0,1	4,58	0,50
	7	300	5,58	0,55
	6	800	9,33	0,53

Все кривые упрочнения были получены в опытах на растяжение образцов, вырезанных соответственно из труб и проволоки в исходном состоянии (кривая 1), после первого (кривая 2) и второго (кривая 3) проходов холодной прокатки труб и волочения проволоки (см. рис. 1.4). При изображении кривых упрочнения 2 и 3 учитывалась степень предварительной деформации при прокатке и волочении, а кривые сдвигались вправо по оси абсцисс на соответствующие величины Λ_{01} и Λ_{02} . Известно, что деформация труб на стане ХПТ и проволоки при волочении является знакопеременной. Характер кривых упрочнения на рис. 1.4 подтверждает это заключение. Действительно, начало пластической деформации образцов после первого и второго проходов прокатки и волочения наступает при напряжении, меньшем напряжения, соответствующего кривой упрочнения при монотонной деформации (кривая 1) в коэффициент Баушингера раз. Коэффициент Баушингера, определенный таким образом, для сталей марок 12Х18Н10Т и Ст3сп соответственно равен 0,46 и 0,52, что согласуется с данными табл. 1.1. Для кривых упрочнения 2 и 3 по сравнению с кривой 1 характерно возрастание интенсивного упрочнения в начальной стадии испытания образцов,

что соответствует известному принципу Мазинга. Кривые упрочнения 2 и 3, полученные после первого и второго проходов прокатки и волочения, лежат ниже кривой 1, полученной при монотонной деформации, соответственно на величины $\Delta\sigma_{s1}$ и $\Delta\sigma_{s2}$, характеризующие циклическое разупрочнение сталей.

Таким образом, даже при холодной деформации широко применяемая в механике обработки металлов давлением гипотеза «единой кривой» может использоваться лишь для процессов с монотонной деформацией, когда показатель Лоде μ_0 близок к нулю, что соответствует чистому сдвигу либо плоской деформации.

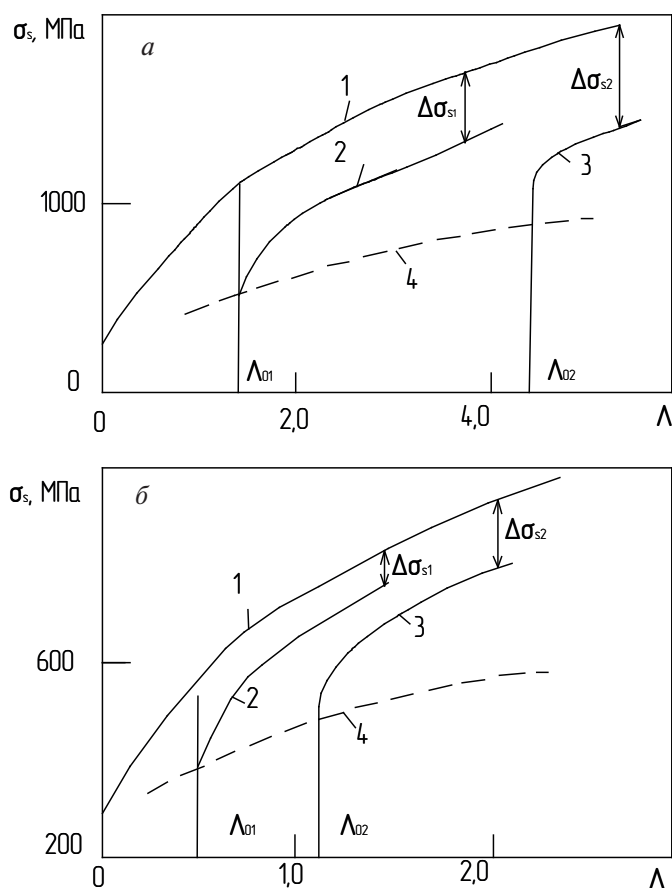


Рис. 1.4. Упрочнение стали 12X18H10T — *a* и Ст3сп — *б* в исходном состоянии (1), после первого (2) и второго (3) проходов холодной прокатки труб — *a* и волочения — *б*, (4) — кривая упрочнения по методике Жюзина — Третьякова [1]

При горячей деформации одновременно протекают два конкурирующих процесса: упрочнение и разупрочнение. Разупрочнение металла происходит в результате процессов возврата и рекристаллизации, которые сопровождаются перестройкой дислокационных структур, формированием новых зерен с неискаженной структурой и уменьшением плотности дислокаций на два, три порядка. При горячей деформации ярко выражены не только степенное, но и скоростное виды упрочнения, когда сопротивление деформации зависит от степени и скорости деформации. Поэтому процесс упрочнения развивается во времени неоднозначно и зависит от истории нагружения, которую можно определить функцией интенсивности скорости деформации сдвига от времени $H(\tau)$. Таким образом, поскольку сопротивление деформации зависит от аргумента-функции, то оно является функционалом.

Процесс горячей деформации может осуществляться в несколько этапов, разделенных паузами, во время которых протекает процесс рекристаллизации, который называют статической рекристаллизацией. Действие статической рекристаллизации сводится к разупрочнению. Изучение процессов упрочнения и разупрочнения металла при прерывистой горячей деформации осуществляют на пластометрах, таких испытательных машинах, на которых обеспечивается постоянство скорости деформации на отдельных этапах, регулирование температуры испытания, величины частного обжатия и продолжительности паузы между обжатиями. Пластометры оборудованы механическими копиями-кулачками. Профиль кулачка пластометра обеспечивает при осадке образцов постоянство скорости деформации $\xi_3 = -\frac{v_y}{h} = \text{const}$. Для

этого по мере уменьшения текущего значения высоты образца h в одинаковой степени уменьшается скорость перемещения бойка v_y . Если известны радиус маховика пластометра r_0 , угловая скорость его вращения ω , высота и абсолютное обжатие образца h_0 и Δh , то радиус кулачка определяется формулой:

$$r = r_0 + h_0 \left[1 - \exp \left(\frac{\xi_3 \cdot \Delta \alpha}{\omega} \right) \right], \quad (1.78)$$

где $\Delta \alpha$ — центрированный угол на кулачке, соответствующий текущему обжатию Δh . Количество обжатий с паузами определяется числом кулачков, установленных по периметру на маховике.

На рис. 1.5, *а* представлены результаты исследования упрочнения стали Ст3 за два обжатия с паузой между ними 1,2 с.

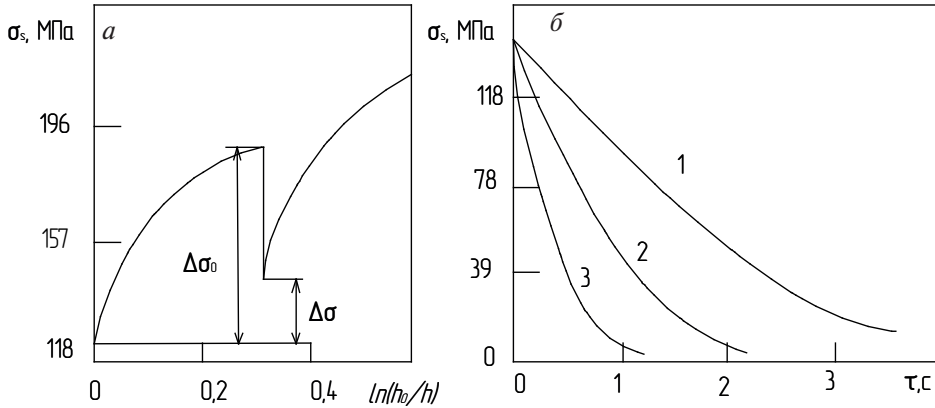


Рис. 1.5. Кривая упрочнения стали Ст3 за два обжатия с паузой между ними $\tau = 1, 2$ с — *а* и кривые разупрочнения при температурах $\theta = 900$ (1), 1000 (2) и 1100 °C (3) — *б* [1]

При первом обжатии упрочнение стали составило $\Delta\sigma_0$, а в процессе паузы в результате статической рекристаллизации происходит разупрочнение на величину $(\Delta\sigma_0 - \Delta\sigma)$, таким образом, остаточное упрочнение равно величине $\Delta\sigma$. При повторном сжатии вновь наблюдается упрочнение. Испытания образцов с двумя обжатиями с изменением величины паузы до трех и более секунд позволили получить кривые разупрочнения (рис. 1.5, *б*). Чем выше температура испытания, тем интенсивнее протекают процессы разупрочнения. Было установлено, что скорость разупрочнения повышается с ростом упрочнения после первого обжатия $\Delta\sigma_0$.

Результаты опытов, проведенных при разных обжатиях образца $\ln(h_0/h_1)$, скорости деформации ξ_{11} и температуре θ , а также продолжительности паузы τ удовлетворяют уравнению разупрочнения металла

$$\Delta\sigma = \Delta\sigma_0 \exp\left(-\frac{\tau}{n}\right), \quad (1.79)$$

где n — константа, которая зависит от материала и температуры испытания. Для стали Ст3 было определено:

θ °C	900	1000	1100
n	0,9	0,5	0,18

Обобщить результаты исследования упрочнения и разупрочнения металлов при горячей деформации можно, используя следующие теоретические соображения. Характер влияния скорости деформации на упрочнение таков, что при увеличении скорости деформации сверх некоторого достаточно большого значения $H > H_*$ скоростное упрочнение прекращается. В этом случае следует учитывать только деформационное упрочнение, а сопротивление деформации будет определяться некоторой функцией

$$\sigma_s = \sigma_s(\Lambda), \quad (1.80)$$

которая не учитывает разупрочнение, т. к. этот процесс при высокой скорости ($H_* \rightarrow \infty$) не успевает протекать. С достаточной для практики точностью зависимость можно представить в виде:

$$\sigma_s(\Lambda) = a + (b - a) \cdot [1 - \exp(-c \cdot \Lambda)], \quad (1.81)$$

где a , b и c — эмпирические коэффициенты, которые находятся по методу наименьших квадратов по результатам испытания образцов с предельно высокой скоростью деформации. Коэффициент a характеризует сопротивление деформации до испытания образца, b — наибольшее значение сопротивления деформации, которое возникает при бесконечно большой степени деформации сдвига при испытании ($\Lambda \rightarrow \infty$). Коэффициент c характеризует релаксационные процессы в металле, роль которых возрастает с ростом степени деформации сдвига и уменьшением скорости деформации H .

Средняя скорость деформации для процессов обработки металлов давлением имеет следующие значения, 1/с: прессование $H = 10^{-2} \dots 10^1$; горячая прокатка — $10^0 \dots 10^2$; волочение — $10^1 \dots 10^2$; штамповка на прессах — $10^1 \dots 10^2$; ковка на молотах — $10^1 \dots 10^3$; штамповка взрывом — $10^3 \dots 10^4$. Практически для всех процессов обработки металлов давлением влиянием процесса разупрочнения пренебрегать нельзя. Учтем разупрочнение в течение некоторого малого времени Δt , который значительно меньше рассматриваемого интервала времени от 0 до t . Предположим, что разупрочнение пропорционально сопротивлению деформации в данный момент и продолжительности интервала Δt . Следовательно, сопротивление деформации в момент времени Δt будет равно:

$$\sigma_s(\Delta t) = \varphi(\Lambda) - K \sigma_s(\tau) \cdot \Delta t. \quad (1.82)$$

Разобьем интервал времени от 0 до t на n малых интервалов $\Delta\tau_i$, тогда сопротивление деформации в момент времени t будет

$$\sigma_s(t) = [\Lambda] - \sum_{i=1}^n K_i \sigma_s(\tau_i) \Delta\tau_i. \quad (1.83)$$

Коэффициент пропорциональности K является убывающей функцией от аргумента ($t - \tau$), т. к. скорость разупрочнения в опытах (см. рис. 1.5, б) к концу интервала ($0 \dots t$) падает.

При $\Delta\tau \rightarrow 0$, $n \rightarrow \infty$ после предельного перехода суммы выражение (1.83) преобразуется к интегралу вида

$$\sigma_s(t) = \varphi(\Lambda) - \int_0^t K(t - \tau) \sigma_s(\tau) \cdot d\tau. \quad (1.84)$$

Искомая функция $\sigma_s(\tau)$ входит под знак интеграла, а уравнение (1.84) называется интегральным уравнением Вольтерра. Функция $K(t - \tau)$ называется ядром интегрального уравнения и определяется из опытных данных о разупрочнении, аналогичных представленным на рис. 1.5, б.

Опуская вывод, приведем решение задачи

$$\sigma_s(\Lambda)_{H=\text{const}} = a + (b - a) [1 - \exp(c\Lambda)] - \\ - A \left\{ b \left[1 - \exp\left(-\lambda \frac{\Lambda}{H}\right) \right] + \frac{a - b}{1 - \frac{c}{\lambda} H} \left[\exp(-c\lambda) - \exp\left(-\lambda \frac{\Lambda}{H}\right) \right] \right\}. \quad (1.85)$$

Это уравнение описывает кривые упрочнения при постоянной скорости деформации и температуре, которые называются параметрическими кривыми упрочнения. Коэффициенты a , b , c и λ находятся по методу наименьших квадратов и являются константами деформируемого металла (табл. 1.2).

Таблица 1.2

Константы упрочнения [1]

№	Материал	θ , °C	a , МПа	b , МПа	c	A	λ , 1/с
1	Сталь X18H9T	900	94	270	7,2	0,31	45
		1000	55	220	7,6	0,41	45
		1100	35	170	6,5	0,45	45
		1200	25	130	7,3	0,55	35

Окончание табл. 1.2

№	Материал	θ , °C	a , МПа	b , МПа	c	A	λ , 1/с
2	Сталь У12А	900	35	200	8,4	0,60	60
		1000	15	150	0,9	0,70	70
		1100	18	130	8,6	0,73	50
		1200	9	90	12	0,75	40
3	Свинец	20	0	290	7	0,45	15

На рис. 1.6–1.16 приведены параметрические кривые упрочнения сталей и сплавов цветных металлов, полученные при испытании на пластометре в зависимости от температуры и скорости деформации. Химический состав сталей и сплавов и состояние структуры приведены в табл. 1.3.

Таблица 1.3

**Химический состав сталей и сплавов цветных металлов
и состояние поставки [1]**

№	Марка стали, состояние	C, %	Mn, %	Si, %	Cr, %	Ni, %	Ti	Mg	P	S	W
1	20	0,20	0,53	0,37	0,13	0,14	—			0,039	
2	14ГН	0,18	0,85	0,27	—	0,55	—			—	—
3	ХВГ, горячая прокатка, отжиг	0,95	0,91	0,22	1,07	0,21	—			—	1,20
4	ШХ15	0,93	0,34	0,26	1,48	0,16	—		0,028	0,015	—
5	12Х18Н9Т	0,07	0,085	0,47	17,8	10,5	0,2		—	—	—
6	Х15Н60	0,12	1,01	0,75	16,8	57,9	0,19		0,020	—	
7	Сплав АМГ6, горячее прессование, отжиг	Al-92,2	0,65	—	—	—	—	6,2	—	—	—

Хорошей аппроксимацией кривой упрочнения является алгебраическое выражение

$$\sigma_s = \sigma_{s0} \varepsilon_u^c \dot{\varepsilon}_u^l \exp(-m\theta), \quad (1.86)$$

где σ_{s0} — сопротивление деформации в начальный момент времени $\tau = 0$; ε_u^c и $\dot{\varepsilon}_u^l$ — степень и скорость деформации; θ — температура; σ_{s0} , c , l и m — константы материала, которые легко определить из параме-

трических кривых упрочнения. Эффективно при этом использовать идеи планирования эксперимента, в частности дробные реплики линейных планов для описания механизма явления.

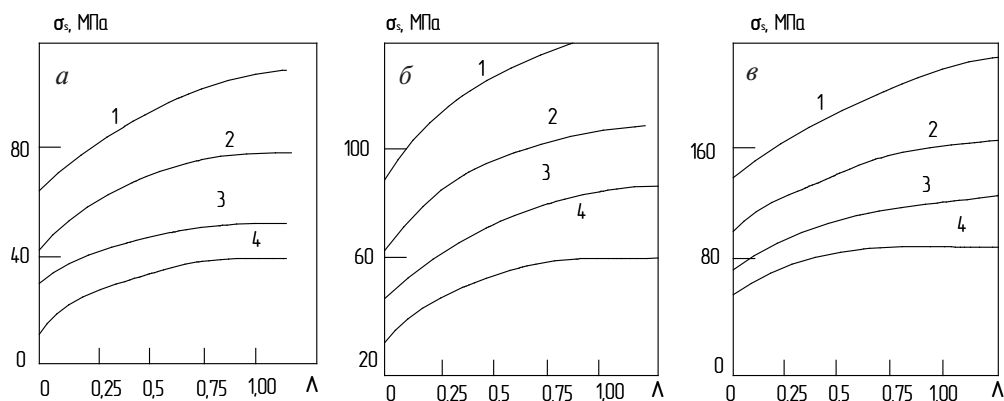


Рис. 1.6. Параметрические кривые упрочнения стали 20 [1]: скорость деформации ξ_{11} , 1/с, равняется *a* — 0,5; *b* — 5; *v* — 50; температура, °C: 1—900; 2—1000; 3—1100; 4—1200

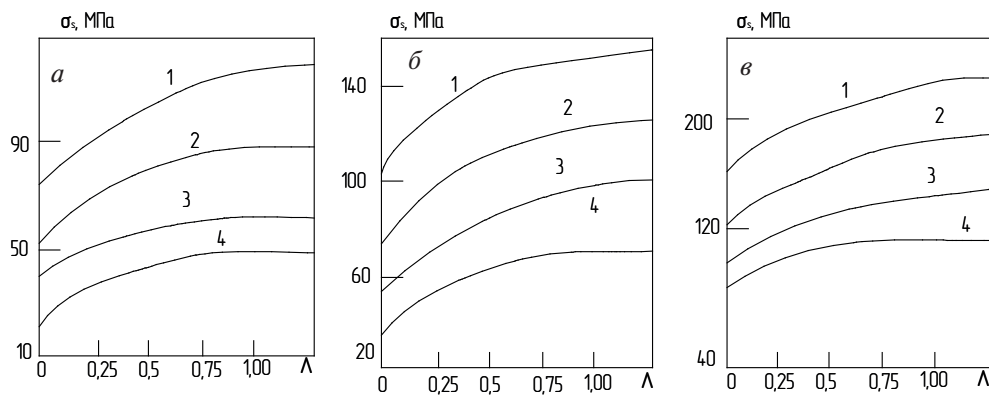


Рис. 1.7. Параметрические кривые упрочнения стали 14ГН [1]: скорость деформации ξ_{11} , 1/с: *a* — 0,5; *b* — 5; *v* — 50; температура, °C: 1—900; 2—1000; 3—1100; 4—1200

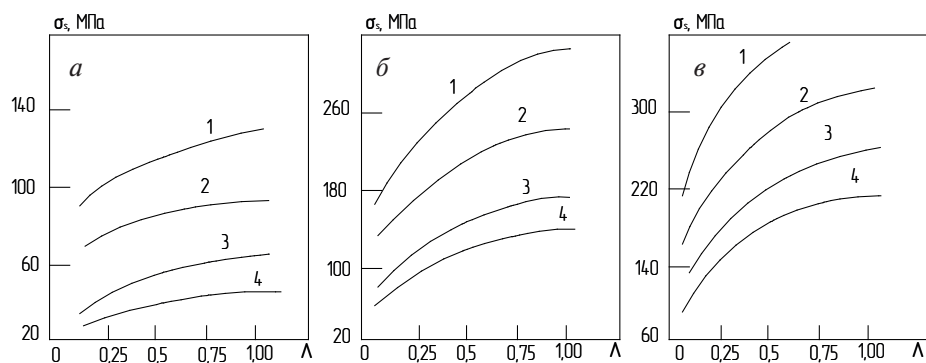


Рис. 1.8. Параметрические кривые упрочнения стали ХВГ [1]: скорость деформации ξ_{11} , 1/с: а — 0,5; б — 5; в — 50; температура, °С: 1—900; 2—1000; 3—1100; 4—1200

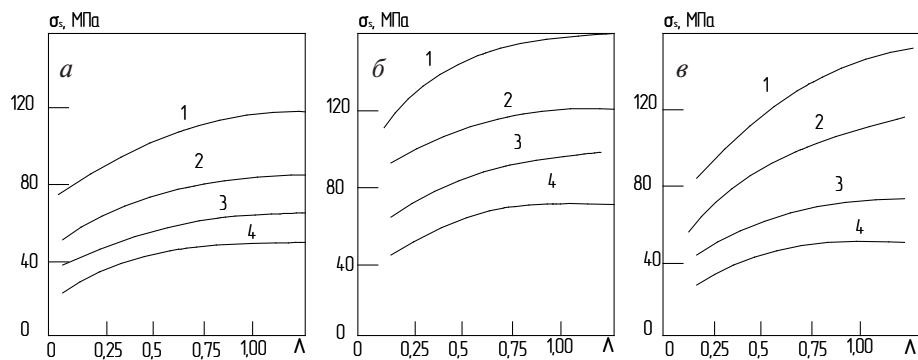


Рис. 1.9. Параметрические кривые упрочнения стали ШХ15 [1]: скорость деформации ξ_{11} , 1/с: а — 0,5; б — 5; в — 50; температура, °С: 1—900; 2—1000; 3—1100; 4—1200

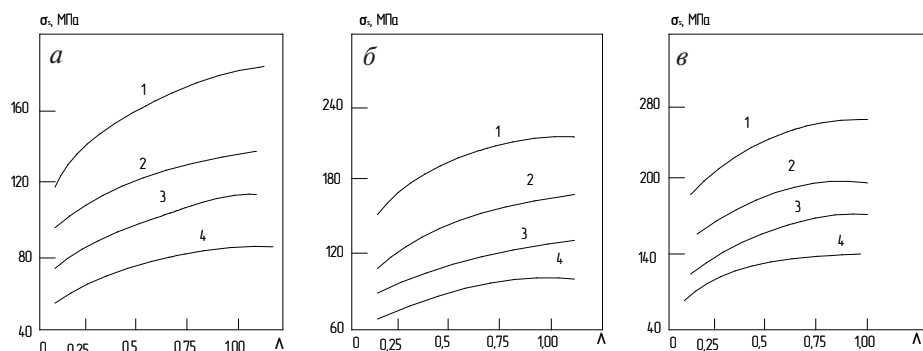


Рис. 1.10. Параметрические кривые упрочнения стали 12Х18Н9Т [1]: скорость деформации ξ_{11} , 1/с: а — 0,5; б — 5; в — 50; температура, °С: 1—900; 2—1000; 3—1100; 4—1200

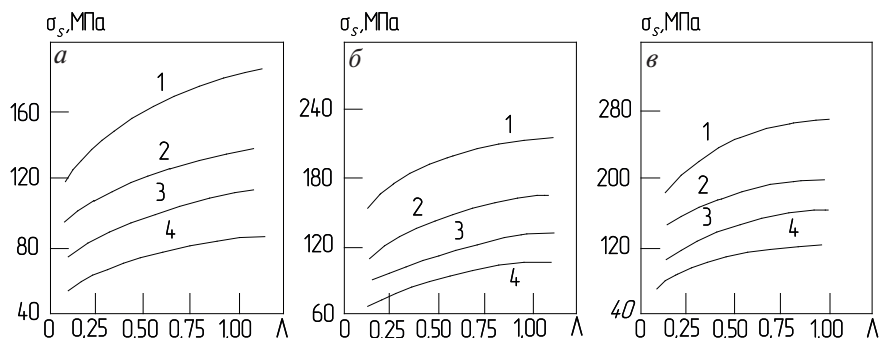


Рис. 1.11. Параметрические кривые упрочнения стали 10X17H13M2T [1]: скорость деформации ξ_{11} , 1/с: а — 0,5; б — 5; в — 50; температура, °C: 1—900; 2—1000; 3—1100; 4—1200

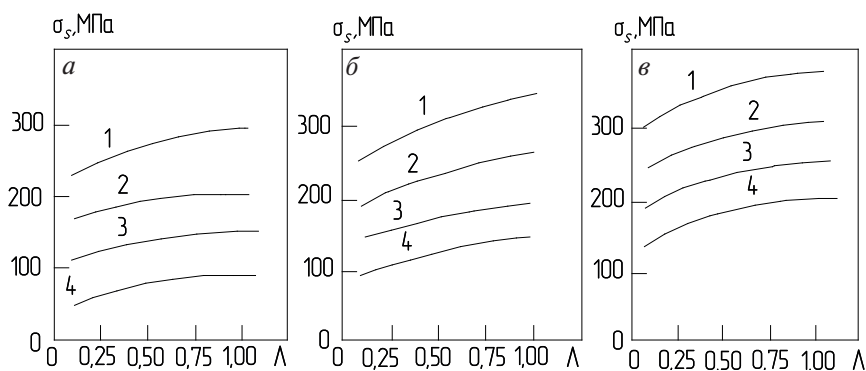


Рис. 1.12. Параметрические кривые упрочнения стали 08X20H10Г6 [1]: скорость деформации ξ_{11} , 1/с: а — 0,5; б — 5; в — 50; температура, °C: 1—900; 2—1000; 3—1100; 4—1200

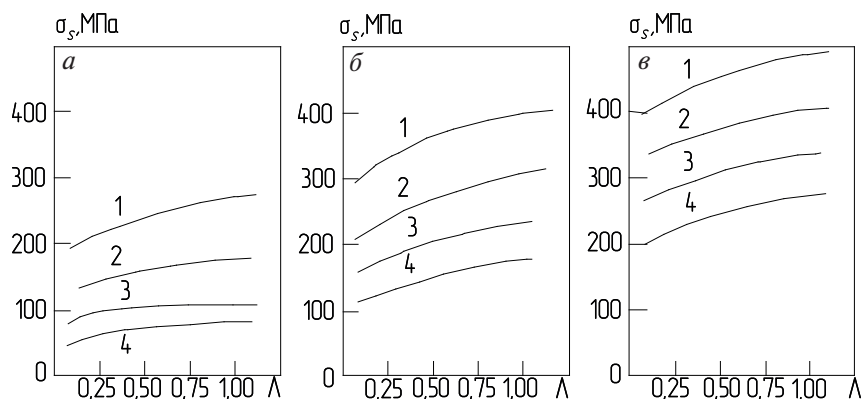


Рис. 1.13. Параметрические кривые упрочнения сплава X15H60 [1]: скорость деформации ξ_{11} , 1/с: а — 0,05; б — 7,5; в — 150; температура, °C: 1—900; 2—1000; 3—1100; 4—1200

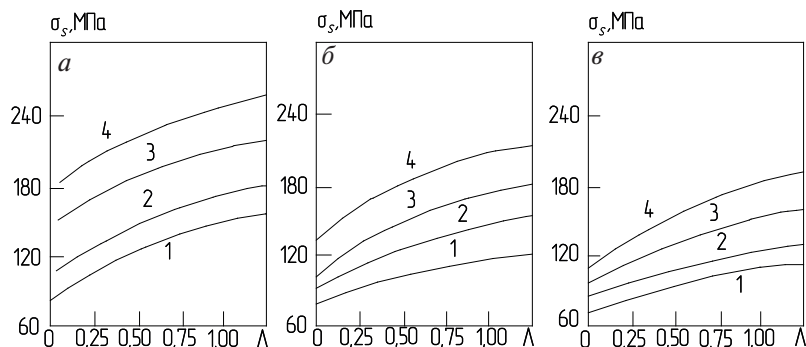


Рис. 1.14. Параметрические кривые упрочнения сплава АМгб [1]: скорость деформации ξ_{11} , 1/с: 1—0,5; 2—5; 3—20; 4—60; температура, °C: *a* — 320; *б* — 400; *в* — 460

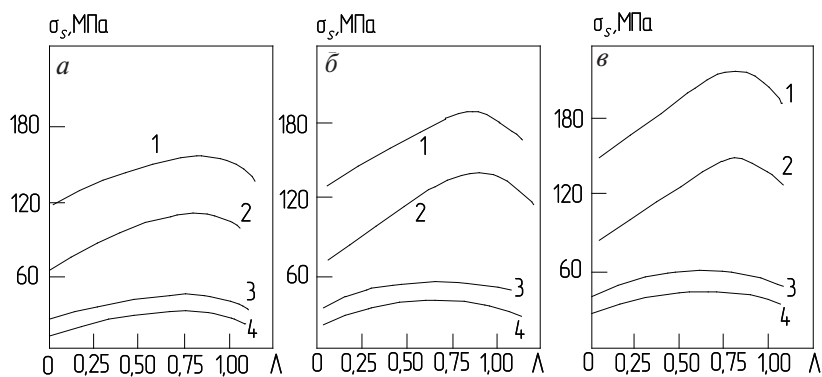


Рис. 1.15. Параметрические кривые упрочнения сплава ВТ1—0 [1]: скорость деформации ξ_{11} , 1/с: *a* — 0,1; *б* — 7; *в* — 16,6; температура, °C: 1—700; 2—800; 3—900; 4—1000

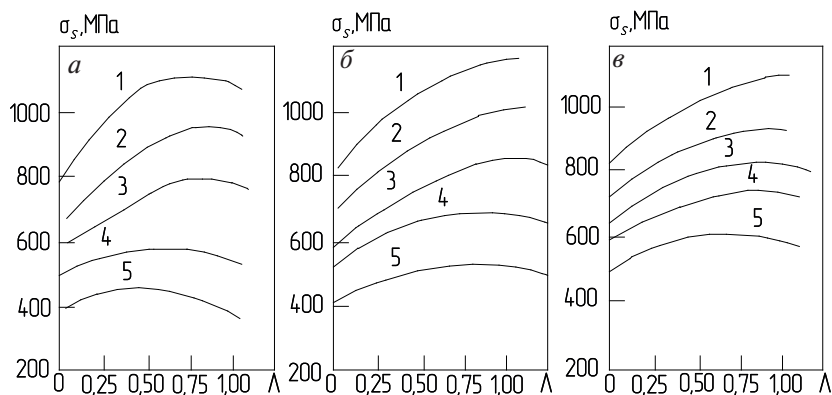


Рис. 1.16. Параметрические кривые упрочнения сплава ВТ20 [1]: скорость деформации ξ_{11} , 1/с: *a* — 1; *б* — 10; *в* — 100; температура, °C: 1—300; 2—500; 3—600; 4—700; 5—800

1.6. Физические основы и феноменологические модели трения

Одной из центральных проблем физики и механики обработки металлов давлением является исследование контактного взаимодействия в системе «инструмент — разделительный слой — деформируемый металл».

Под разделительным слоем понимают окислы, подсмазочное или защитное покрытия на поверхности заготовки и смазку. Результат контактного взаимодействия оценивают напряжением или силой трения, мощностью или работой трения на поверхности контакта. Чаще всего эти величины принимают усредненными по всей поверхности и оценивают их с помощью коэффициента или показателя трения. Помимо указанных величин взаимодействие инструмента и деформируемого металла характеризуется вектором скольжения $\vec{v}_S = (v_m - v_b)\vec{i}$, где v_m и v_b — проекции вектора скорости металла и валков на контактную поверхность, а \vec{i} — единичный вектор скольжения. Вектор напряжения трения $\vec{\tau}$ противоположен вектору скольжения \vec{v}_S . Если вектор скольжения равен нулю $\vec{v}_S = 0$, то работа и мощность трения также равны нулю, и говорят о трении покоя. При обработке металлов давлением в зоне «прилипания» $\vec{v}_S = 0$, т.к. $v_m = v_b$. Если вектор трения сонаправлен со скоростью течения металла на контакте, то трение называют активным и энергия от инструмента передается деформируемому металлу. В противном случае трение называют пассивным и на работу трения необходимы затраты энергии. При прокатке в зоне отставания напряжение трения активное, а в зоне опережения — пассивное. Таким образом, прокатка без трения невозможна, а с трением энергия, передаваемая в очаг деформации в зоне отставания, расходуется на работу формоизменения заготовки и преодоление действия пассивных напряжений трения в зоне опережения.

Рассмотрим физико-механические процессы, развивающиеся в системе «инструмент — разделительный слой — деформируемый металл». Поверхности контактируемых инструмента и заготовки имеют неровности, которые образуют определенный микрорельеф: волнистость и шероховатость. Под волнистостью понимают совокупность периодически повторяющихся неровностей, расстояние между которыми (шаг волны) S_b — значительно больше их высоты H_b (см. рис. 1.17).

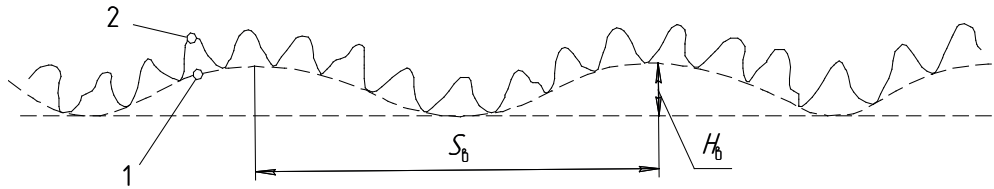


Рис. 1.17. Макрорельеф поверхности [2]: 1 — волнистость; 2 — шероховатость

Практически отношение $S_b / H_b > 40$. Под шероховатостью понимают совокупность неровностей с относительно малым шагом. Параметры шероховатости и их значения устанавливаются с помощью специальных приборов профилометров-профилографов. На рис. 1.18 показана профилограмма поверхности и основные параметры шероховатости. Линия $m - m$ с координатой $y = 0$ называется средней линией профиля. Ее положение находится из условия минимизации среднего квадратического отклонения профиля от линии $m - m$, вычисленного на базовой длине профилограммы ℓ : $\left(\frac{1}{\ell} \int_0^\ell y^2(x) dx \right)^{1/2} = \min$, здесь x — продольная координата профилограммы.

Для количественной оценки шероховатости поверхности определяют следующие параметры: среднее арифметическое отклонение профиля от линии $m - m$ $R_a = \frac{1}{\ell} \int_0^\ell |y(x)| dx$; высота микрорельефа профиля $R_z = \frac{1}{5} \int_1^5 |H_{i\max}| + \frac{1}{5} \int_1^5 |H_{i\min}|$, где $H_{i\max}$ и $H_{i\min}$ — макси-

мальное и минимальное отклонения профиля от средней линии; расстояние между линиями выступов и впадин R_{\max} ; шаг неровностей S_i и S_{mi} (см. рис. 1.18).

В процессе пластической деформации параметры шероховатости и волнистости заготовки изменяются. Для изделий, чистота поверхности которых регламентируется нормативно-технической документацией, знание закономерностей изменения количественных оценок шероховатости и волнистости заготовки имеют большое практическое значение. Неровности поверхности заготовки и инструмента препятствуют установлению контакта по всей номинальной площади (см. рис. 1.19).

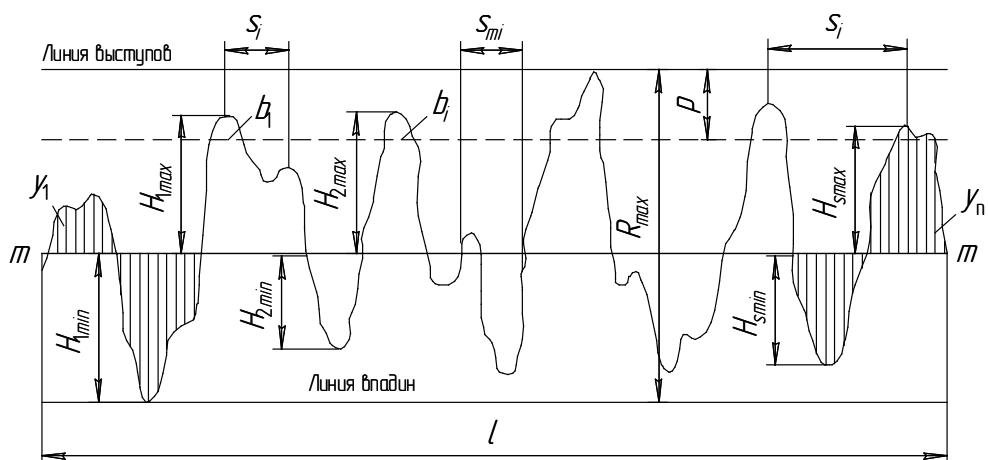


Рис. 1.18. Профилограмма поверхности и основные параметры шероховатости [2]

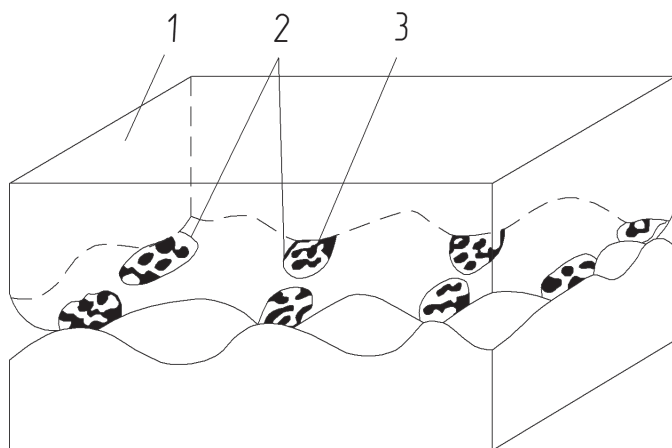


Рис. 1.19. Пространственная схема контактирования двух поверхностей [2]:
1 — номинальная площадь касания; 2 — контурная площадь; 3 — точки фактического контакта

Фактическая площадь контакта значительно меньше номинальной, зависит от механических свойств контактируемых тел и величины силового взаимодействия в зоне контакта. Из рисунка видно, что имеется контурная площадь контакта с объемной упругопластической деформацией в области микронеровностей заготовки. Очевидно, что увеличение нормального напряжения σ_n в зоне контакта

приведет к росту фактической и контурной площадей контакта, следовательно, к росту напряжения трения τ , величина которого не зависит от номинальной площади контакта. Эта идея была положена в основу известной модели трения Амонтона — Кулона, которая свидетельствует о пропорциональной связи напряжения трения и нормального напряжения:

$$\tau = \mu \sigma_n, \quad (1.87)$$

где μ — коэффициент трения Амонтона — Кулона. Шарль Кулон обратил внимание на то, что помимо механического сцепления микронеровностей поверхности контактируемых тел величина напряжения трения зависит от адгезионной связи, возникающей на молекулярном уровне между сближающимися участками поверхности:

$$\tau = \tau_n + \mu \sigma_n, \quad (1.88)$$

где τ_n — адгезионная составляющая напряжения трения, обусловленная физико-химическим взаимодействием поверхностей, μ — коэффициент трения Амонтона — Кулона. Таким образом, напряжение трения определяется объемной деформацией поверхностных микронеровностей заготовки и преодолением адгезионной связи инструмента и заготовки. Сравнение показателей прочности адгезионной связи и прочности материала заготовки позволяет объяснить явления разрушения металла в приконтактном слое и налипания металла на инструмент, которому способствует образование ювенильных поверхностей на фактической площади контакта и схватывание металла заготовки и инструмента. Для большинства процессов обработки металлов давлением нормальное напряжение на контакте превышает сопротивление деформации заготовки $\sigma_n > \sigma_s$, а контурная площадь контакта приближается к номинальной. В этом случае модель Амонтона — Кулона перестает работать, т.к. увеличение σ_n не приводит к росту напряжения трения. Так появилась идея о том, что напряжение трения определяется механическим зацеплением неровностей инструмента, заготовки и разделительного слоя в соответствии с моделью Прандтля — Зибеля:

$$\tau = \psi \tau_s, \quad (1.89)$$

где ψ — показатель трения, τ_s — предел текучести деформируемого тела при сдвиге, соответствующий предельному упрочнению металла при интенсивной деформации микронеровностей поверхности.

Представленные выше модели трения Амонтона — Кулона и Прандтля — Зибеля нашли широкое применение при решении краевых задач механики обработки металлов давлением в формулировке граничных условий на поверхности скольжения. Граничные условия являются смешанными, чаще всего задают нормальную составляющую вектора скорости $v_n = v_n^*$, т. к. известна скорость движения инструмента деформации, а в плоскости скольжения задают модель трения $\vec{\tau} = \tau^*(\sigma_n, v_s)\vec{i}$. Однако правильный выбор из представленных выше моделей не очевиден, а ошибочный выбор модели снижает точность расчета формоизменения заготовки и энергосиловых параметров технологического процесса, распределения степени деформации ε_u и показателей напряженного состояния $\frac{\sigma}{T}$ и μ_σ в очаге деформации, а также затрудняет разработку методики расчета технологических режимов и калибровки инструмента деформации.

Фундаментальные исследования закономерностей трения в процессах обработки металлов давлением, выполненные в 50–70-х гг. прошлого столетия учеными Свердловской, Днепропетровской и Минской школы обработчиков, способствовали развитию техники экспериментального исследования сложного явления, накоплению и обобщению экспериментальных данных о влиянии технологических факторов на показатели трения, разработке и научному обоснованию универсальной модели трения, впервые предложенной А. Н. Левановым:

$$\tau = K_{\Pi} \left[1 - \exp \left(-1,125 \frac{\sigma_n}{\sigma_s} \right) \right] \tau_s, \quad (1.90)$$

где K_{Π} — константа поверхности, характеризующая состояние системы «инструмент — разделительный слой — деформируемый металл» [3]. В диапазоне значений $0 < \frac{\sigma_n}{\sigma_s} < \left(\frac{\sigma_n}{\sigma_s} \right)_*$ модель (1.90) хорошо

согласуется с моделью Амонтона — Кулона (см. выражение (1.87)),

а при $\frac{\sigma_n}{\sigma_s} > \left(\frac{\sigma_n}{\sigma_s} \right)_*$ — с моделью Прандтля — Зибеля (выражение (1.89))

см. рис. 1.20. Экспоненциальный характер зависимости напряжения

трения от нормального напряжения на контактной поверхности был подтвержден в теоретических работах В. М. Сегала, Е. М. Макушка и В. Л. Колмогорова. Константа K_{Π} зависит от обжата заготовки и размеров очага деформации, температуры, скорости скольжения металла, материала и состояния поверхности инструмента и заготовки, нормального напряжения на контактной поверхности, состава и реологических свойств технологической смазки. Леванов А. Н. разработал экспериментальную методику определения значения K_{Π} для конкретных условий различных процессов обработки металлов давлением. Методики определения показателей трения константы K_{Π} (1.90), коэффициента μ (1.87) и показателя ψ (1.89) разработаны для случая граничного трения, характерного для системы «инструмент — разделительный слой — деформируемый металл». Состав, химико-физические и механические свойства разделительного слоя, а также реологические характеристики смазки, входящей в состав слоя, определяют закономерности влияния перечисленных выше технологических факторов на величину коэффициента и показателей трения.

В случае жидкостного трения, когда слой смазки с высоким гидростатическим давлением разделяет поверхности инструмента и деформируемого металла, напряжение трения зависит от коэффициента вязкости смазки ν и скорости сдвига в тонком слое $\frac{\partial v_s}{\partial n}$ (где v_s — скорость скольжения)

$$\tau = \nu \cdot \frac{\partial v_s}{\partial n}. \quad (1.91)$$

Для обеспечения высокого значения давления в тонком слое смазки применяют нагнетатели гидродинамического либо гидростатического типа. Коэффициент μ и показатель ψ граничного трения, а также показатель поверхности K_{Π} находятся в определенном соотношении. Действительно, можно указать такое значение отношения нормальной составляющей вектора напряжений на поверхности скольжения σ_n и сопротивления деформации в приконтактном слое σ_s , при котором напряжение трения, подсчитанное по представленным выше моделям Амонтона — Кулона, Прандтля — Зибеля и А. Н. Леванова, имеют одно и то же значение. Сказанное показано на схеме (см. рис. 1.20).

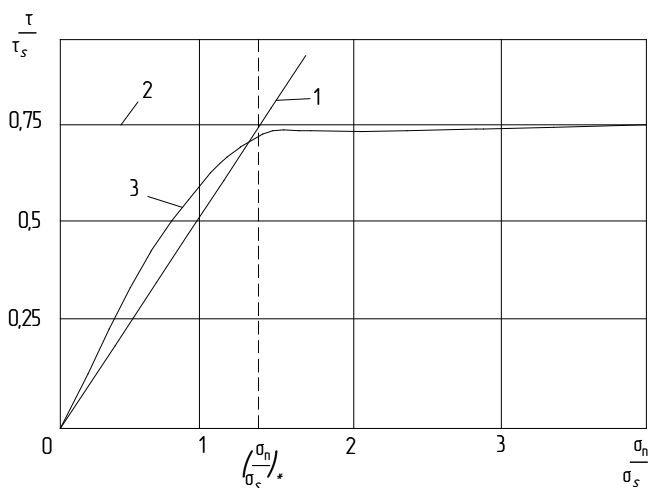


Рис. 1.20. Соотношение моделей трения [2, 3]: 1 — модель Амонтона — Кулона; 2 — Прандтля — Зибеля; 3 — А. Н. Леванова

Из этого условия нетрудно установить соотношение коэффициента трения μ , показателя трения ψ и константы поверхности K_{Π} :

$$\psi = \sqrt{3} \left(\frac{\sigma_n}{\sigma_s} \right)_* \mu \quad \text{и} \quad \psi = K_{\Pi} \left[1 - \exp \left(-1,125 \left(\frac{\sigma_n}{\sigma_s} \right)_* \right) \right].$$

В таблице приведены значения коэффициентов пропорциональности приведенных зависимостей от отношения $\left(\frac{\sigma_n}{\sigma_s} \right)_*$.

$\left(\frac{\sigma_n}{\sigma_s} \right)_*$	1,0	1,25	1,5	1,75	2,0
$\left[1 - \exp \left(-1,125 \cdot \left(\frac{\sigma_n}{\sigma_s} \right)_* \right) \right]$	0,68	0,75	0,82	0,86	0,89
$\sqrt{3} \left(\frac{\sigma_n}{\sigma_s} \right)_*$	1,73	2,17	2,60	3,03	3,46

Несколько слов о выборе численного значения показателей трения μ , ψ и K_{Π} при решении краевых задач с использованием программных комплексов Deform, Q-FORM и др. Справочные сведения о коэффициенте трения Амонтона — Кулона μ и показателе поверхности K_{Π} , приведенные в электронных приложениях к учебному пособию, будут полезны пользователю программ. Они расположены в электронном научном архиве на сайте Уральского федерального университета имени первого Президента России Б. Н. Ельцина: <http://elar.urfu.ru>.

Однако, если имеются данные о формоизменении заготовки и энергосиловых параметрах конкретного технологического процесса, то формулировку граничных условий на поверхности скольжения для случая граничного трения следует искать из условия наилучшего совпадения результатов компьютерного моделирования и промышленных опытных данных.

1.7. Модели и методы определения остаточного напряженного состояния

Остаточные напряжения, возникающие после снятия различного рода воздействий на деформируемое тело (кристаллизация слитка; обработка давлением; сварка; резание; химико-термическая, термическая и термомеханическая виды обработки; ускоренный нагрев и охлаждение и т. п.), оказывают существенное влияние на долговечность изделий и точность их размеров.

1.7.1. Математическое моделирование остаточных напряжений

Под воздействием остаточных напряжений происходит разрушение металла. Металл становится хрупким и разрушение зависит от относительных значений интенсивности остаточных касательных напряжений T^o / τ_s и среднего нормального остаточного напряжения σ^o / τ_s . Здесь T^o — интенсивность касательных остаточных напряжений; σ^o — среднее нормальное остаточное напряжение, а τ_s — сопротивление деформации при чистом сдвиге. Существенное влияние на долговечность изделий оказывает величина поврежденности металла ω , характеризующая состояние дислокационной структуры и плотность распределения микропор и микротрещин в единице объ-

ема. Важными факторами разрушения металла являются химический и фазовый составы, а также зеренная структура. Для бездефектного металла поврежденность равна нулю: $\omega = 0$, а в момент макроразрушения $\omega = 1$. Значения поврежденности $\omega = \omega_*$ и $\omega = \omega_{**}$ связаны с критериями микроразрушения металла. В диапазоне изменения поврежденности $0 < \omega \leq \omega_*$ наблюдается интенсивное увеличение плотности дислокаций и сопротивления деформации. Стимулирование процессов возврата и особенно рекристаллизации путем нагрева металла после деформации приводит к полному «залечиванию» поврежденности металла. В диапазоне изменения поврежденности $\omega_* < \omega \leq \omega_{**}$ и особенно при $\omega_{**} < \omega < 1$ наблюдается появление микропор, микротрещин и микрополостей, которые при температурах возврата не залечиваются, но могут быть устранены при рекристаллизации с наложением объемного напряжения сжатия. Этот процесс стимулируется пластической деформацией.

Внешние механическое и тепловое воздействия на деформируемый металл, а также внутренние процессы фазовых превращений, кристаллизации, рекристаллизации и диффузии сопровождаются геометрическим изменением окрестности любой частицы сколь угодно малых размеров. В основе математического описания геометрических изменений объектов положена гипотеза о сплошности деформируемой среды, благодаря которой процесс формоизменения малой окрестности некоторой частицы тела $M_0(x_i)$ за время $d\tau$ можно представить в виде разложения в ряд непрерывной функции приращения перемещения du_i . За малый промежуток времени $d\tau$ отрезок M_0M_1 в малой окрестности частицы M_0 перемещается в положение $M'_0M'_1$, при этом происходит изменение его длины и поворот относительно точки M_0 , которые характеризуются тензорами второго ранга: приращения деформаций с компонентами $d\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}(du_{i,j} + du_{j,i})$ и приращения углов поворота с компонентами $d\Phi_K = \frac{1}{2}(du_{i,j} - du_{j,i})$.

Формоизменение малой окрестности частицы M_0 сопровождается появлением напряжений, величина которых определяется тензором напряжений с компонентами σ_{ij} и зависит от свойств деформируемой среды, в общем случае обладающей упруговязкопластическими свойствами. Для количественной оценки напряженно-деформированного состояния используются инвариантные характеристики: N и Λ — ин-

тенсивность скорости и степень деформации сдвига; ε — относительное изменение объема; σ и T — среднее нормальное напряжение и интенсивность касательных напряжений. Модель деформируемой среды отображает связь инвариантных характеристик напряженного и деформированного состояний. После снятия внешних воздействий и прекращения действия внутренних процессов происходит остаточное формоизменение окрестности частицы M_0 при разгрузке, в результате которой изменяется поле напряжений. Оставшиеся в деформированном теле напряжения σ_{ij}^0 называются остаточными. Заметим, если в процессе деформации и разгрузки все точки окрестности частицы M_0 заняли первоначальное положение, то остаточные напряжения равны нулю $\sigma_{ij}^0 = 0$. В противном случае имеет место неполная разгрузка, а уровень остаточных напряжений можно характеризовать показателями: величиной относительной интенсивности касательных остаточных напряжений T^0 / τ_s , относительным средним нормальным остаточным напряжением σ^0 / τ_s и показателем остаточных напряжений Лоде μ_σ^0 .

Возникновение остаточных напряжений можно пояснить на примере трехстержневой системы. Все стержни имеют одинаковый диаметр d_0 и длину ℓ_0 , подвешены к жесткому основанию и скреплены недеформируемым жестким брусом. Модули нормальной упругости крайних стержней равны $E_1 = E_3$, а для среднего стержня модуль Юнга имеет меньшее значение $E_2 < E_1$. Под действием растягивающей силы P все стержни получают одинаковое удлинение $\Delta \ell_1 = \Delta \ell_2 = \Delta \ell_3 = \Delta \ell$, т. к. скрепляющий их брус жесткий. Можно подобрать такую силу P , под действием которой стержни 1 и 3 деформируются пластически, а стержень 2 — упруго. После снятия нагрузки стержни 1 и 3 упруго разгрузятся до напряжения $\sigma_1 = \sigma_3 = 0$, но длина их $\ell_1 = \ell_3$ превосходит первоначальное значение ℓ_0 . В стержне 2 в результате упругой разгрузки до длины $\ell_2 = \ell_1 = \ell_3$ сохранится напряжение $\sigma_2 > 0$ и соответствующая ему потенциальная энергия Π_2 , под действием которой стержни 1 и 3 получают дополнительную деформацию сжатия, а стержень 2 упруго укоротится. Деформация сжатия стержней 1 и 3 продолжится до момента, пока не наступит равновесие. Таким образом, из-за различия в механических свойствах отдельных элементов системы нагружение ее силой P с последующей разгрузкой приводит к появлению остаточных напряжений $\sigma_2^0 > 0$; $\sigma_1^0 = \sigma_3^0 < 0$, уравновешенных

в рассматриваемой системе стержней: $\sum_{i=1}^3 \sigma_i F_i = 0$, где F_i — поперечные сечения стержней.

Применение бруса, скрепляющего стержни, с упругими свойствами при нагрузке и последующей разгрузке приведет к его искривлению, а во всех стержнях и бросе возникнут остаточные напряжения.

Таким образом, пластическое формоизменение в условиях высокой неоднородности температурного и деформационного полей способствует неоднородному распределению механических свойств в объеме деформируемого тела, возникновению после разгрузки остаточных напряжений и существенному отклонению размеров заготовки от номинальных значений.

Известные методы расчета остаточных напряжений в деформируемом теле основаны на использовании сформулированной Г. Генки теоремы о разгрузке, смысл которой сводится к следующему: «Остаточные напряжения σ_{ij}^0 равны разности между истинными напряжениями в упругопластическом теле σ_{ij} и теми напряжениями σ_{ij}^e , которые возникли бы в идеально упругом теле под действием заданных внешних механических и тепловых воздействий»:

$$\sigma_{ij}^0 = \sigma_{ij} - \sigma_{ij}^e. \quad (1.92)$$

Для изотермических условий нагружения эта теорема была доказана А. А. Ильюшиным. При знакопеременной пластической деформации аналогичная теорема сформулирована и доказана В. В. Москвитиным. В частном случае упругой разгрузки обе теоремы дают одинаковые результаты. При использовании теоремы о разгрузке для определения остаточных напряжений требуется вычислить напряженное состояние для реального и фиктивного упругопластических тел. Заметим, что теорема о разгрузке предполагает одновременное начало разгрузки во всем объеме тела, что характерно для задач нестационарного течения, но невыполнимо для стационарного течения металла, т. к. разгрузка в разных точках деформируемого тела начинается неодновременно.

Если к моменту начала разгрузки в деформируемом теле с достаточной точностью определены компоненты тензора конечной пластической деформации ϵ_{ij}^p , то остаточные напряжения можно определить из условия минимума функционалов вариационных принципов

возможных изменений напряженного и деформированного состояний [9]:

$$J(\sigma_{ij}^{*(0)}) = \frac{1}{2} \int_v A_{ijhk} \sigma_{ij}^{*(0)} \sigma_{hk}^{*(0)} dv + \int_v \sigma_{ij}^{*(0)} \varepsilon_{ij}^p dv; \quad (1.93)$$

$$J'(\varepsilon_{ij}^{*(0)}) = \frac{1}{2} \int_v A_{ijhk}^{-1} (\varepsilon_{ij}^{*(0)} - \varepsilon_{ij}^p) \cdot (\varepsilon_{hk}^{*(0)} - \varepsilon_{kh}^p) dv, \quad (1.94)$$

где индекс (*) означает виртуальные напряжения или деформации, A_{ijhk} — матрица, а A_{ijhk}^{-1} — транспонированная матрица коэффициентов обобщенного закона Гука: $\varepsilon_{ij}^{(e)} = A_{ijhk} \sigma_{hk}^{(0)}$ и $\sigma_{ij}^{(e)} = A_{ijhk}^{-1} \varepsilon_{hk}^{(e)}$.

Широкое применение получил метод определения остаточных напряжений из решения связанной краевой задачи термоупругопластичности в течение всего периода формоизменения тела, его остывания и разгрузки после окончания пластической деформации. Решение системы дифференциальных уравнений равновесия, геометрических уравнений, определяющих соотношений для пластической области и упругой разгрузки, а также уравнения нестационарной теплопроводности с использованием начальных и граничных условий можно осуществить с помощью метода конечных элементов. Остаточные напряжения в такой постановке определяются как напряжения, действующие в теле после снятия внешних воздействий и после его остывания.

Результат решения задачи по расчету остаточных напряжений не должен зависеть от выбранного метода, однако точность полученного решения зависит от правильности выбора модели деформируемой среды, от которой зависят определяющие соотношения, входящие в систему уравнений механики сплошной среды. Для оценки точности определения остаточных напряжений используются экспериментальные методы: механические методы, рассмотренные И. А. Биргером, основаны на изготовлении образцов, специальным способом вырезанных из детали с целью разгрузки, деформирования их до состояния с первоначальными размерами, определение с помощью тензодатчиков, наклеенных на поверхность образца разгрузочных напряжений и расчет остаточных напряжений. Широкое применение для оценки остаточных напряжений получил рентгеновский метод. Примеры успешного применения экспериментальных методов для исследования остаточных напряжений в трубах после волочения и прокатки выполнены И. А. Соколовым [4].

Тропотовым А. В. были выполнены расчеты остаточных напряжений из условия минимума функционалов для простейших случаев нагружения и приведено сравнение с опытными данными. На рис. 1.21 показаны результаты расчета остаточных напряжений по толщине листа с различным соотношением радиуса кривизны R нейтрального сечения после пластического изгиба к толщине листа S из стали 45 и хромомолибденовой стали и разгрузки. Линии 1 и 2 получены расчетом по теореме о разгрузке для упрочняемого и для идеально пластического тела, а линия 3 получена расчетом с помощью вариационного принципа В. Койтера. Точками показаны экспериментальные данные, видно, что для условий плоского изгиба листа при нагружении изгибающим моментом без действия поперечных сил рассчитанное значение остаточного напряжения σ_{xx}^0 находится в хорошем соответствии с экспериментальными данными, полученными методом послойного снятия металла с образца, который позволил найти распределение напряжения σ_{xx}^0 по сечению образца.

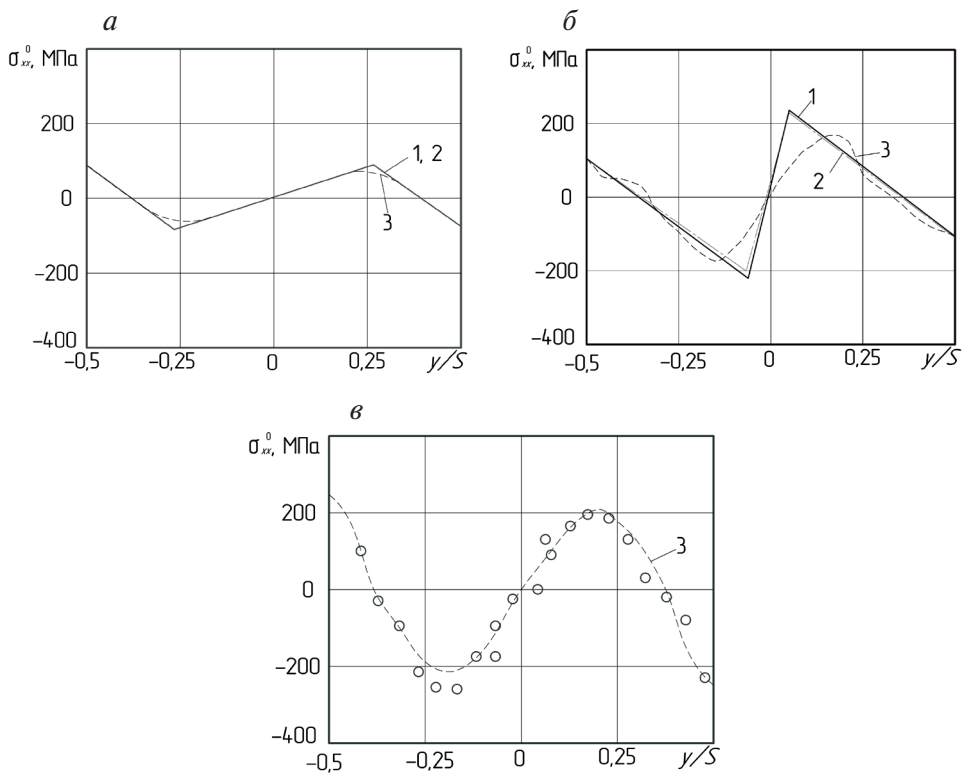


Рис. 1.21. Остаточные напряжения в листе после изгиба: *a* — сталь 45, $R/S = 200$; *b* — сталь 45, $R/S = 25$; *v* — хромомолибденовая сталь, $R/S = 59,7$

На рис. 1.22 приведены расчетные и экспериментальные значения окружного остаточного напряжения $\sigma_{\varphi\varphi}^0$ в цилиндрическом образце после пластического кручения и разгрузки. Видно, что в осевой зоне образца напряжение $\sigma_{\varphi\varphi}^0$ имеет положительное, а на периферии — отрицательные значения. Линии 1 и 2 соответствуют расчетам для упрочняемого и идеально-пластического тела, а линии 3 и 4 получены с помощью вариационного принципа Койтера с различным числом членов ряда Ритца. Точки соответствуют опытным данным, полученным при послойной обточке образцов.

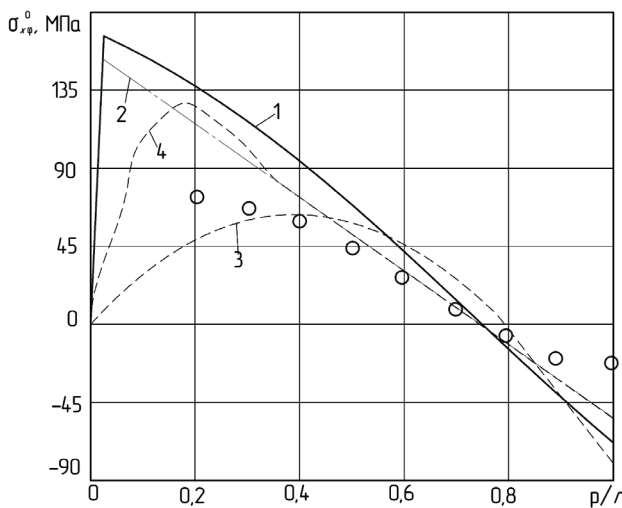


Рис. 1.22. Остаточные напряжения в цилиндрическом образце после скручивания

На рис. 1.23 приведены расчетные и экспериментальные данные об остаточных напряжениях в шейке цилиндрического образца после пластического растяжения.

В частности, представлено распределение продольных σ_{xx}^0 (1), радиальных σ_{rr}^0 (2) и окружных $\sigma_{\varphi\varphi}^0$ (3) остаточных напряжений. Расчетные данные получены для идеально-пластического материала с отношением диаметра к радиусу контура шейки в наименьшем сечении $d/R = 2,2$. Точками и линиями 1', 2' и 3' обозначены соответствующие значения остаточных напряжений, полученные путем рассверливания образцов после растяжения. Отметим хорошее соответствие характера распределения расчетных и экспериментальных данных.

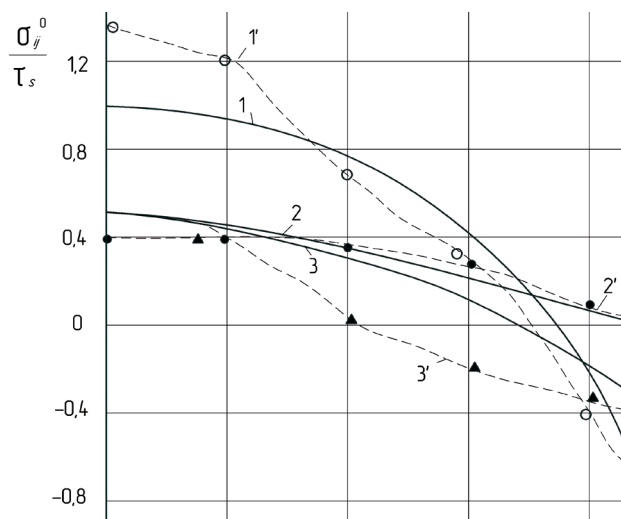


Рис. 1.23. Остаточные напряжения в шейке цилиндрического образца после растяжения и разгрузки

1.8. Методологические основы конечно-элементного моделирования технологических процессов ОМД

Основными целями компьютерного моделирования процессов обработки металлов давлением являются: исследование формоизменения заготовки; изучение влияния схемы и технологических режимов деформации на точность изделия; расчет полей степени и скорости деформации, напряжений и температуры в объеме и на поверхности деформируемого тела; исследование процессов изменения дислокационной, зеренной структур и фазового состава сталей на различных этапах технологического процесса; расчет силовых параметров исследуемого процесса деформации, оптимизация калибровки инструмента и режимов деформации.

1.8.1. Вариационный метод решения краевой задачи механики обработки металлов давлением

Развитие конечно-элементного моделирования основано на применении вариационных принципов механики. Рассмотрим функционал, в подынтегральное выражение которого входят уравнения равновесия $\sigma_{ij,j} = 0$:

$$J = \int_V [\sigma_{ij,j} v_i] dV. \quad (1.95)$$

Это оправдано тем, что при решении краевой задачи обработки металлов давлением модель деформируемого тела, содержащая константы материала, характеризующие процессы упрочнения и разупрочнения при деформации и в паузах, известна и задается пользователем, так же как и граничные условия на поверхности деформируемого тела, включая поверхность инструмента, на которой задается модель трения. Для вариационного принципа виртуальных скоростей получим уравнение

$$\delta J = \int_V \sigma_{ij,j} \delta v_i dV = 0, \quad (1.96)$$

где δv_i – произвольная в объеме очага деформации вариация скорости v_i .

Преобразуем выражение (1.96) и получим

$$\int_V \sigma_{ij} \delta v_{i,j} dV - \int_V (\sigma_{ij} \delta v_i)_{,j} dV = 0.$$

Ко второму интегралу применим формулу Остроградского—Гаусса, используем условие симметрии матрицы тензоров напряжений $\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$ и скорости деформации $\xi_{ij} = \xi_{ji}$, а также кинематические уравнения $\xi_{ij} = \frac{1}{2} (v_{i,j} + v_{j,i})$. Поскольку на S_v : $v_i = v_i^*$ и на S_s : $v_n = v_n^*$, то их

вариации соответственно равны $\delta v_i = 0$ и $\delta v_n = 0$. В результате получим вариационное уравнение

$$\delta J = \int_V \sigma_{ij} \delta \xi_{ij} dV - \int_{S_f} f_i^* \delta v_i ds - \int_{S_s} (\bar{\tau}^* \cdot \overline{\delta v_s}) ds = 0, \quad (1.97)$$

где $f_i^* = \sigma_{ij} n_j$.

Заметим, что полученное вариационное уравнение соответствует принципу скорости виртуальной работы. Для идеально пластической среды физические уравнения известны и задаются при постановке задачи

$\sigma_{ij} - \sigma \delta_{ij} = 2 \frac{\tau_s}{H} \xi_{ij}$. Подставим их в выражение (1.98), используя

модель трения в виде $\tau = \psi \tau_s$, получим вариационное уравнение

$$\delta J = \int_V (\tau_s \delta H + \sigma \delta \xi_{ii}) dV - \int_{S_f} f_i^* \delta v_i ds - \int_{S_s} \overline{\psi \tau_s \delta v_s} ds = 0, \quad (1.98)$$

которое соответствует функционалу Маркова [9].

Практическое решение вариационной задачи связано с применением прямых методов, например, метода Ритца. Искомые функции полей скоростей и среднего нормального напряжения представляют в виде рядов через известные координатные функции $f_m(x_i)$ и независимые от координат неизвестные варьируемые параметры a_m :

$$f(x_i) = \sum_m a_m \cdot f_m(x_i). \quad (1.99)$$

Они должны удовлетворять условиям виртуальности: геометрическим уравнениям движения сплошной среды $\xi_{ij} = 1/2(v_{i,j} + v_{j,i})$; уравнению несжимаемости $v_{i,i} = 0$, а также граничным и начальным условиям краевой задачи. В дальнейшем, используя выражения (1.99) и известные формулы для инвариантных характеристик тензоров напряжений и скоростей деформации, входящих в подынтегральное выражение функционала, после интегрирования сводят решение вариационной задачи к решению системы линейных алгебраических уравнений, определенной из условия минимума функционала: $\frac{\partial J}{\partial a_m} = 0$.

Найденные из решения системы варьируемые параметры a_m подставляют в выражение (1.99) и получают искомое решение по скорости течения металла v_i и среднего нормального напряжения σ как функций координат точек в очаге деформации. Полученное решение соответствует некоторому моменту $\tau = t$ процесса пластического формоизменения. Полученное решение задачи и найденные поля скоростей v_i , приращения перемещений $du_i = v_i d\tau$ и среднего нормального напряжения σ соответствуют приближенному удовлетворению физических уравнений связи или определяющих соотношений $\sigma_{ij} - \sigma \delta_{ij} = \frac{2T}{H} \xi_{ij}$, а также уравнений, характеризующих взаимодействие

деформируемого тела и инструмента на поверхности скольжения, которые в общем случае являются нелинейными. Изменение формы деформируемого тела за некоторый малый промежуток времени $\Delta\tau$ определяют

из решения дифференциальных уравнений $v_i = \frac{du_i}{d\tau}$, используя

начальное условие при $\tau = 0$, $x_i = x_{i0}$. Сложным этапом решения задачи является определение виртуальных полей скоростей и напряжений (1.99). Точность получения решения зависит от того насколько удачно определены виртуальные поля, удовлетворяющие уравнениям

постоянства массы и динамическим уравнениям движения сплошной среды.

Рассмотренную вариационную задачу удобнее решать в конечно-элементной постановке, которая предусматривает дискретизацию очага деформации на конечное число элементов малых размеров, чтобы с достаточной точностью определить распределение искомых функций внутри элемента, если значения их известны в узлах элемента f_α :

$$f(x_i) = \sum_{\alpha} q_{\alpha}(x_i) \cdot f_{\alpha}, \quad (1.100)$$

где $q_{\alpha}(x_i)$ — полиномиальная функция формы элемента, определенная в локальной системе координат, f_{α} — значения искомых функций в узлах элемента, выполняющих роль варьируемых параметров. Основными преимуществами конечно-элементного моделирования очага деформации является существенное упрощение постановки вариационной задачи за счет применения уравнений (1.100) вместо уравнений (1.99), а также повышение точности решения, т. к. отсутствует проблема удачного выбора координатных функций в уравнениях (1.99). Другим важным достоинством метода конечных элементов является удачный выбор функции формы элемента $q_{\alpha}(x_{i\beta}) = \delta_{\alpha\beta}$, обеспечивающей непрерывность искомых функций на границах конечных элементов. Здесь $x_{i\beta}$ — координаты узла элемента с индексом β , а $\delta_{\alpha\beta}$ — символ Кронекера; если $\alpha = \beta$, то $\delta_{\alpha\beta} = 1$, если $\alpha \neq \beta$, то $\delta_{\alpha\beta} = 0$. Недостатками метода конечных элементов является приближенное удовлетворение уравнения несжимаемости $v_{i,i} = 0$, уравнений равновесия $\sigma_{ij,j} = 0$, а также условия пластичности $T = \tau_s$. Смягчение указанных недостатков находят в использовании в подынтегральном выражении функционала множителей Лагранжа, или штрафных функций, либо дополнения к вариационной задаче метода невязок.

1.8.2. Общие положения метода конечных элементов

Общепризнанным методом математического моделирования технологического процесса является метод конечных элементов (МК). В основу МК-моделирования положены идеи дискретизации очага деформации треугольными или четырехугольными конечными элементами (плоские или осесимметричные задачи), либо пирамидоидальными, или призматическими элементами (3D-моделирование). Для исследования используется представление функции формы конечно-

го элемента, имеющей значение единицы в рассматриваемом узле и ноль в остальных узлах элемента, удобной для аппроксимации распределения искомых функций внутри конечного элемента. Продемонстрируем это на примере плоского элемента, имеющего три узла 1, 2 и 3. Обозначим искомые функции $f(x, y)$ (составляющие вектора скорости v_i , среднее нормальное напряжение σ и температуру θ), а ее значение в узлах элемента — f_α . Введем полиномиальную функцию $q_\alpha(x, y)$, определенную по всему элементу таким образом, что $q_\alpha(x_\beta, y_\beta) = \delta_{\alpha\beta}$, где x_β и y_β — координаты конкретного узла с индексом β , а $\delta_{\alpha\beta}$ — символ Кронекера. Если $\alpha = \beta$, то $\delta = 1$; если $\alpha \neq \beta$, то $\delta = 0$. Функцию $q_\alpha(x, y)$ называют функцией формы элемента. Тогда интерполирование скалярной функции $f(x, y)$ по всему элементу вводится формулой

$$f(x, y) = \sum_{\alpha} q_{\alpha}(x, y) \cdot f_{\alpha} . \quad (1.101)$$

Для линейного треугольного элемента (рис. 1.24) функцию формы определим из условия изопериметричности элемента.

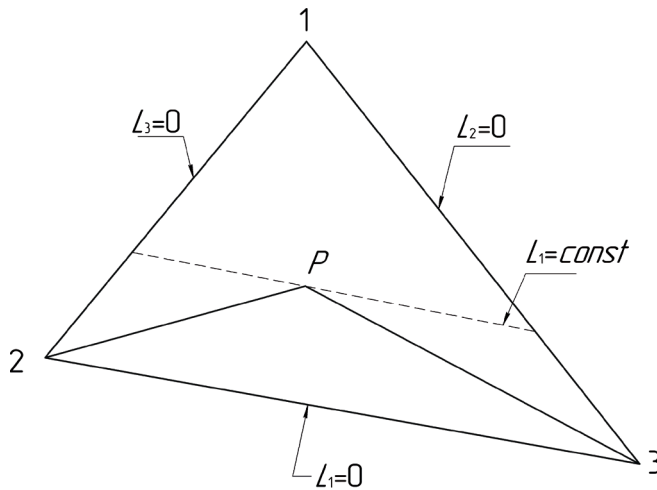


Рис. 1.24. Локальная система координат L_1, L_2, L_3 треугольного элемента из условия изопериметричности элемента

Напомним, что изопериметричный элемент использует такие функции формы, как координатные преобразования. Введем локальную систему координат L_1, L_2, L_3 , тогда узловые значения функции фор-

мы будут равны $q_1 = L_1$; $q_2 = L_2$; $q_3 = L_3$. Из рис. 1.24 видно, что локальные координаты произвольной точки p внутри треугольного элемента определены как отношение площадей:

$$L_1 = \frac{S(p23)}{S(123)}; L_2 = \frac{S(p13)}{S(123)}; L_3 = \frac{S(p12)}{S(123)}.$$

Тогда координатное преобразование определяется следующими линейными соотношениями:

$$\begin{aligned} x &= \sum_{\alpha} L_{\alpha} x_{\alpha}; \\ y &= \sum_{\alpha} L_{\alpha} y_{\alpha}; \\ \sum_{\alpha} L_{\alpha} &= 1. \end{aligned} \quad (1.102)$$

Решение системы уравнений (1.102) для L_1 , L_2 и L_3 дает:

$$L_1 = (a_1 + b_1 x + c_1 y) / 2S(123);$$

$$L_2 = (a_2 + b_2 x + c_2 y) / 2S(123);$$

$$L_3 = (a_3 + b_3 x + c_3 y) / 2S(123),$$

где $a_1 = x_2 y_3 - x_3 y_2$; $a_2 = x_3 y_1 - x_1 y_3$; $a_3 = x_1 y_2 - x_2 y_1$;

$$b_1 = y_2 - y_3; b_2 = y_3 - y_1; b_3 = y_1 - y_2;$$

$$c_1 = x_3 - x_2; c_2 = x_1 - x_3; c_3 = x_2 - x_1.$$

Отметим важное свойство независимости значения функций формы $q_{\alpha}(x, y)$ друг от друга при разных значениях α . Это позволяет считать значения функции $f(x, y)$ в уравнении (1.102) при (x_{α}, y_{α}) также не зависимыми друг от друга.

Возможное поле скоростей в элементе может быть найдено в локальной системе координат с помощью формул:

$$\begin{aligned} v_x &= \sum_{\alpha} q_{\alpha}(L_1, L_2, L_3) v_x^{(\alpha)}; \\ v_y &= \sum_{\alpha} q_{\alpha}(L_1, L_2, L_3) v_y^{(\alpha)}. \end{aligned} \quad (1.103)$$

Аналогичным образом находятся среднее нормальное напряжение σ и температура θ как функции локальных координат. Формулы (1.102) представлены в общем виде и могут быть использованы не только для линейного треугольного элемента с тремя узловыми точками, но и для квадратичных функций формы с криволинейными треуголь-

ными элементами, для которых на серединах сторон имеются дополнительные три узла. В этом случае функции формы имеют следующие узловые значения:

$$q_1 = (2L_1 - 1)L_1; \quad q_2 = (2L_2 - 1)L_2; \quad q_3 = (2L_3 - 1)L_3; \quad q_4 = 4L_1L_2; \\ q_5 = 4L_2L_3; \quad q_6 = 4L_3L_1.$$

Достижение указанных выше целей математического моделирования технологического процесса со значительным формоизменением заготовки предусматривает решение задачи за большое число шагов, а продолжительность Δt каждого из них мала. Поэтому и координаты узлов элемента, и сопротивление деформации на отдельном шаге решения можно считать неизменными и равными значениям в исходном состоянии при $\Delta t = 0$, а корректировка их значений осуществляется по окончании времени шага. Это существенно упрощает процедуру решения задачи по определению полей скоростей, приращения перемещений и деформаций, а также среднего нормального напряжения и температуры. Решение может быть найдено, используя процедуру решения вариационной задачи прямым методом, например, методом Ритца. Для метода конечных элементов, благодаря свойству независимости друг от друга значений искомых функций (1.100), (1.101) в различных узлах, их можно рассматривать как варьируемые параметры, которые могут быть найдены из условия минимума функционала J_1 либо из решения системы алгебраических уравнений

$$\frac{\partial J_1}{\partial f_\alpha} = 0, \text{ где } f_\alpha \text{ — узловые значения искомых функций, или варьиру-$$

емые параметры.

1.8.3. Тепловая задача обработки металлов давлением

Для процессов горячей обработки металлов давлением важным является определение поля температур в объеме деформируемого тела V и на границе S с учетом процессов тепломассопереноса и теплопроводности, а также действия тепловых источников в объеме деформируемого тела (тепло деформации) и на контактной поверхности (тепло трения).

Процессы тепломассопереноса и теплопроводности, а также действие тепловых источников происходят во времени и являются нестационарными. Математическая модель температурного поля в объеме

и на поверхности тела определяется с помощью дифференциального уравнения теплопроводности

$$\sigma_{ij}\xi_{ij} = \lambda \Delta^2 \theta + c \rho d\theta / d\tau, \quad (1.104)$$

где $\theta = \theta(x_i)$ — температура материальной частицы, координаты которой изменяются по некоторому закону движения по траектории $x_i = x_i(x_{i0}, \tau)$; λ , c и ρ — коэффициенты теплопроводности, теплоемкости и плотности, соответственно. В левой части уравнения произведение $\sigma_{ij}\xi_{ij}$ характеризует тепло, выделившееся в материальной частице единичного объема за время $\Delta\tau$ при пластической деформации, которое передается другим частицам за счет теплопроводности (первый член в правой части уравнения), а также за счет тепломассопереноса и повышения температуры частицы (второй член в правой части уравнения). На самом деле часть работы пластической деформации затрачивается на образование дислокационной структуры и развитие дефектов кристаллической решетки, а остальная часть (около 90 %) превращается в тепло деформации. Уравнение (1.104) представляет собой линейное дифференциальное уравнение в частных производных второго порядка с переменными коэффициентами при производных $\frac{\partial \theta}{\partial x_i}$ и имеет бесконечное множество решений. Для определения един-

ственного решения помимо уравнения (1.104) необходимо использовать граничные и начальные условия. Начальное условие $\theta(x_i, 0) = \varphi(x_i)$ характеризует распределение температуры внутри тела до деформации, а граничные условия — закон теплового взаимодействия его поверхности с окружающей средой. Граничные условия различают: *первого рода*, когда температура тела на поверхности известна в любой момент времени $\theta|_S = \theta(M, \tau)$, где M — точка поверхности S ; *второго рода*, когда в каждой точке поверхности известна плотность теплового потока как функция времени $q_{n_s} = q_n(M, \tau)$, причем $q_n > 0$, если поверхность охлаждается, и $q_n < 0$, если нагревается. Из закона теплопроводности Фурье проекция теплового потока на внешнюю нормаль $q_n = \lambda \frac{\partial \theta}{\partial n}$. При высоких температурах передача тепла происходит из-

лучением и тепловой поток в соответствии с законом Стефана — Больцмана пропорционален разности четвертых степеней абсолютных температур поверхности излучения θ_c и поверхности тела θ_s

$q_{n_s} = \beta d(\theta_c^4 - \theta_s^4)$, где β — постоянная Стефана — Больцмана, а d — коэффициент, учитывающий условия теплообмена. Граничное условие третьего рода характеризует конвективный теплообмен между поверхностью тела и окружающей средой $q_{n_s} = \alpha \Delta\theta$, где α — коэффициент теплообмена, $\Delta\theta$ — разность температуры тела и среды. Граничное условие третьего рода может применяться и для случая лучистого теплообмена, но в этом случае $\alpha(\theta)$ — коэффициент лучистого теплообмена зависит от температуры тела. Граничное условие четвертого рода описывает теплообмен соприкасающихся твердых тел и основано на предположении, что температура и тепловые потоки на контакте одинаковы: $\theta_c = \theta_s$ и $\lambda_s \left(\frac{\partial \theta}{\partial n} \right)_s = \lambda_c \left(\frac{\partial \theta}{\partial n} \right)_c$. Это граничное условие предполагает

решение задачи распределения температуры не только в теле, но и в окружающей среде. Для реальных процессов теплообмена, когда поверхность тела покрыта слоем окалина, смазки и т. п., а теплофизические константы трудно определить, чаще всего используется граничное условие третьего рода.

Тепловая задача может быть представлена в вариационной постановке. Для этого конструируется функционал, а искомая функция $\theta(x_i, \tau)$ находится из условия минимума функционала. Вариационный метод особенно эффективен, если используется метод конечных элементов, когда узловые значения температуры θ_α являются варьируемыми параметрами и их значения находятся из условия минимума функционала и решения системы алгебраических уравнений $\frac{\partial J_2}{\partial \theta_\alpha} = 0$.

Временная зависимость поля температур устанавливается из решения задачи по шагам. Функционал связанной тепловой задачи обработки металлов давлением в общем случае квазистационарной теплопроводности, характерной для малого промежутка времени $\Delta\tau$ на отдельном шаге, записывается следующим образом:

$$J_2[\theta(x_i)] = \int_V [\sigma_{ij} \xi_{ij} - \lambda \nabla^2 \theta - c \rho \theta_{,i}] dV + \int_{S_s} [\tau^* v_s - \alpha \Delta\theta] dS - \int_{S_f} \alpha \Delta\theta dS. \quad (1.105)$$

В выражение (1.105) входят компоненты тензоров напряжения и скоростей деформации, напряжения трения и скорость скольжения материальной частицы относительно инструмента, которые пред-

варительно определяются из решения вариационной задачи механики обработки металлов давлением с использованием уравнения (1.98).

1.9. Развитие конечно-элементного моделирования процессов обработки металлов давлением с применением структурно-чувствительной модели деформируемого тела

Механика обработки металлов давлением является наиболее сложным разделом механики твердого деформируемого тела и как наука сложилась в середине прошлого столетия под влиянием работ уральских ученых Н. Н. Красовского, А. А. Поздеева, В. Л. Колмогорова, И. Я. Тарновского, Г. Я. Гуна и др. Основные достижения были связаны с конструированием функционалов, разработкой прямых методов приближенного решения вариационных задач и способов представления виртуальных полей скоростей v_i° и полей напряжений σ_{ij}^\bullet с помощью координатных функций и варьируемых параметров. Колмогоров В. Л. сконструировал функционал и получил вариационное уравнение

$$\begin{aligned} \delta J = & \int_V [\sigma_{ij}^\bullet \delta \xi_{ij}^\circ + \xi_{ij}^\circ \delta \sigma_{ij}^\bullet + \rho(w_i - g_i) \delta v_i^\circ] dV - \int_{S_v} \delta f_i^\circ v_i^* ds - \\ & - \int_{S_s} (\delta f_v^\bullet v_i^* + f_\tau^\bullet v_\tau^\circ + \delta f_\tau^\bullet v_\tau^\circ) ds - \int_{S_f} f_i^* \delta v_i^\circ ds \equiv 0, \end{aligned} \quad (1.106)$$

где V — объем деформируемого тела; S_v — часть поверхности тела, на которой задан вектор скорости $v_i = v_i^*$; S_f — часть поверхности, на которой заданы напряжения $\sigma_{ij} \cdot n_j = f_i^*$; S_s — поверхность скольжения, на которой известна нормальная составляющая вектора скорости $v_n = v_n^*$ и задан закон трения $f_\tau(f_n, v_s, \theta) = f_\tau^*$. Напомним, что вариации от заданной функции f_i^* , v_i^* , v_n^* , f_τ^* равны нулю.

Уравнение (1.106) соответствует вариационному принципу виртуальных полей скоростей v_i° и напряжений σ_{ij}^\bullet . Колмогоров В. Л. доказал, что для общего случая движения сплошной, сжимаемой и упрочняющейся среды с изотропными свойствами из условия стационарности функционала $\delta J = 0$ следует полная система дифференциальных и конечных уравнений механики. Таким образом, решение системы уравнений механики совместно с граничными и начальными условиями можно заменить решением вариационной задачи. Однако из-за трудностей выбора координатных функций для виртуальных полей скоростей и напряжений для объемного очага деформации он не предложил процедуру решения задач, ему не удалось преодолеть проблему уче-

та изменяющихся во времени характеристик упрочнения и разупрочнения металла. Первая проблема была решена создателем метода конечных элементов с помощью функций формы конечного элемента и варьируемых параметров, которыми является значение искомых функций в узлах конечного элемента.

Шаговая процедура решения краевой задачи ОМД. Для построения шаговой процедуры решения вариационной задачи будем полагать, что в любой момент времени $\tau = t$ объем деформируемого тела V и поверхности $S = S_f \cup S_v \cup S_s$, сопротивление деформации σ_s , равное интенсивности напряжений σ_u , для различных конечных элементов вследствие неодинаковых условий упрочнения имеют разные значения, но за малый промежуток времени шага $\Delta\tau \rightarrow 0$ решения задачи в пределах одного элемента σ_s не изменяется, так же как и координаты узлов элемента, значения скорости ξ_u и степени ϵ_u деформации, среднего нормального напряжения σ и температуры θ . Для каждого элемента выполняется условие идеальной пластичности $\sigma_u = \sigma_s$, а на поверхности скольжения локально для каждого элемента граничные условия определены в соответствии с моделью трения. Для этого случая функционал, соответствующий вариационному уравнению (1.95), будет иметь вид:

$$J_1 = \int_V [\tau_s \dot{\epsilon}_u^\circ + \sigma \dot{\epsilon}^\circ] dV - \int_{S_v} \sigma \delta_{ij} + \frac{2\tau_s}{\epsilon_u^\circ} \dot{\epsilon}_{ij}^\circ n_j v_i^* ds - \int_{S_f} f_i^* v_i^\circ ds - \int_{S_s} (f_n^* v_n^\circ + f_\tau^* v_\tau^\circ) ds, \quad (1.107)$$

где σ_s — сопротивление деформации, $\dot{\epsilon}_{ij}^\circ$ — скорость относительного изменения объема, вычисленная на виртуальном поле скоростей.

Для определения поля температур необходимо решить связанную термомеханическую задачу с привлечением функционала

$$J_2 = \int_V [\sigma_{ij}^* \dot{\epsilon}_{ij}^\circ - \lambda \Delta^2 \theta - c \rho \theta_{,i}] dV + \int_{S_s} [\tau^* v_s^\circ - \alpha \Delta \theta] ds - \int_{S_v} \alpha \Delta \theta ds. \quad (1.108)$$

В выражение (1.108) входят компоненты тензоров напряжений и скоростей деформации, напряжение трения и скорость скольжения материальной частицы относительно инструмента, которые предварительно определяются из решения вариационной задачи с использованием функционала (1.107).

В общем случае искомыми величинами решения вариационной задачи являются значения вектора скорости $v_{i\alpha}$ среднего нормального напряжения σ_α и температуры θ_α в узлах конечного элемента, а рас-

пределение этих величин внутри элемента и обеспечение непрерывности этих величин на границе элементов находится с помощью функции формы конечного элемента. Действительные значения искомым величин в узлах конечных элементов соответствуют минимуму функционалов J_1 и J_2 связанной термомеханической задачи: их значения находят из решения системы алгебраических уравнений:

$$\frac{\partial J_1}{\partial (v_i)_\alpha} = 0; \quad \frac{\partial J_1}{\partial (\sigma)_\alpha} = 0; \quad \frac{\partial J_2}{\partial (\theta)_\alpha} = 0, \quad (1.109)$$

где α — номер узла конечного элемента.

Если время одного шага решения $\Delta\tau$, то новые координаты узлов находят

$$(x_i)_\alpha = (x_{i0})_\alpha + (v_i \cdot \Delta\tau)_\alpha. \quad (1.110)$$

Установив с помощью функций формы конечного элемента вектор скорости v_i , вычисляются компоненты тензора скорости деформации, интенсивность скорости деформации и приращение степени деформации для конечного элемента. Вычислив значение среднего нормального напряжения для конечного элемента, определяются компоненты тензора напряжений и интенсивность напряжений. Вычисленное значение интенсивности напряжений сравнивается со значением сопротивления деформации, определяемым моделью деформируемого тела. На втором шаге решения задачи процедура решения повторяется. С помощью уравнения (1.110) осуществляется анализ формоизменения заготовки в очаге деформации за конечный промежуток времени от 0 до момента t .

Структурно-чувствительная модель деформируемого тела. При исследовании технологических процессов обработки металлов давлением чаще всего применяют вязкопластическую либо упругопластическую модели деформируемого тела. Первая модель применяется для изучения процессов горячей деформации, вторая — холодной деформации. Модели деформируемого тела имеют важное значение при формулировке определяющих соотношений, устанавливающих связь компонентов тензора напряжений и тензоров скорости и степени деформации, а также температуры.

В общем виде эта связь выражена уравнениями

$$\sigma_{ij} = f_{ij}(\xi_{kl}). \quad (1.111)$$

Функции f_{ij} соответствуют условию тензорной размерности, т. е. сохранению ранга и симметрии тензора скорости деформации. Для этого тело обладает свойством изотропности, т. е. равенством сопротивления деформации во всех направлениях. Причем процессы упрочнения и разупрочнения, сопровождающие деформацию при обработке давлением, условие изотропности не нарушают. Из гипотезы изотропности следует гипотеза коаксиальности тензоров напряжений и скоростей деформации, а также гипотеза пропорциональности девиаторов напряжений и скоростей деформации. Условие пропорциональности записывается так:

$$S_{ij} = \psi e_{ij} . \quad (1.112)$$

Коэффициент пропорциональности ψ определяется через инвариантные характеристики девиаторов $\psi = \frac{2}{3} \frac{\sigma_u}{\dot{\varepsilon}_u}$, где $\sigma_u = (\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij})^{1/2}$ — интенсивность напряжений, равная сопротивлению деформации в произвольный момент времени $\sigma_u = \sigma_s$, а $\dot{\varepsilon}_u = (\frac{2}{3} e_{ij} e_{ij})^{1/2}$ — интенсивность скорости деформации, S_{ij} и e_{ij} — компоненты девиаторов напряжений и скоростей деформации. Сопротивление деформации в общем случае зависит от того, как во времени протекают процессы упрочнения и разупрочнения. На упрочнение металла оказывает влияние степень деформации ε_u , в этом случае говорят о деформационном упрочнении, а также скорость деформации $\dot{\varepsilon}_u$ — о вязком упрочнении. Деформационное и вязкое виды упрочнения зависят от температуры. При холодной деформации влиянием скорости деформации пренебрегают, учитывается только деформационное упрочнение. При горячей деформации учитывается как деформационное, так и вязкое виды упрочнения металла

$$\sigma_u(\tau) = \sigma_u(\varepsilon_u(\tau), \dot{\varepsilon}_u(\tau), \theta), 0 \leq \tau \leq t, \quad (1.113)$$

где $\varepsilon_u(\tau)$ — известная функция развития деформации во времени, определяется интегрированием $\varepsilon_u = \int_0^t \dot{\varepsilon}_u d\tau$. При горячей деформации

наряду с упрочнением протекают релаксационные процессы, характеризующие разупрочнение металла за счет динамической полигонизации.

зации и динамической рекристаллизации. Динамическая рекристаллизация наблюдается при низкой скорости деформации, близкой к скорости ползучести. Для большинства процессов обработки металлов давлением динамическая рекристаллизация не успевает произойти. Отметим, что число центров динамической рекристаллизации сравнительно невелико, поэтому сформировавшаяся при рекристаллизации зеренная структура является крупной, а размер зерна при неблагоприятных условиях может быть больше размера зерна в исходном состоянии. В процессе обработки давлением релаксация напряжений и уменьшение сопротивления деформации происходит в результате динамической полигонизации, связанной с перестройкой дислокационной структуры, а зеренная структура остается неизменной. В случае, если при динамической полигонизации сформируется субзеренная структура с высокой плотностью и подвижностью границ, являющихся стоком для дислокаций, и значительной разориентировкой кристаллографических направлений в соседних субзернах, скорость процесса разупрочнения может быть равной или превосходить скорость деформационного упрочнения. Субзерна со значительной разориентировкой кристаллографических направлений и высокой подвижностью границ играют роль центров рекристаллизации, поэтому возрастает их число, а зеренная структура в результате последующей рекристаллизации становится мелкозернистой. Такие субзерна называются полигонизованными, а рекристаллизация, протекающая в период междеформационной паузы либо подогрева заготовки, называется метадинамической. При отсутствии полигонизованных субзерен для осуществления рекристаллизации необходима дополнительная энергия, сообщаемая металлу при повторном нагреве либо при термообработке. Такая рекристаллизация называется статической. Размер зерна после статической рекристаллизации больше, чем после метадинамической. Таким образом, сложные процессы деформационного и вязкого упрочнения металла при пластической деформации, а также процессы разупрочнения, развивающиеся во время деформации за счет динамической полигонизации и метадинамической рекристаллизации во время междеформационной паузы, требуют разработки динамических моделей реологического поведения металла с учетом изменения дислокационной и зеренной структур. Поскольку модели изменения дислокационной и зеренной структур, а также их влияние на процессы упрочнения и разупрочнения в литературе отсутствуют,

нашли распространение феноменологические модели в виде интегральных, дифференциальных и алгебраических уравнений. Недостатком этих моделей является упрощение физических представлений и математического описания процессов упрочнения и разупрочнения, а в некоторых случаях пренебрежение разупрочнением металла.

Обобщая сказанное, структурная модель деформируемого тела может быть представлена следующим образом:

$$\frac{d}{d\tau}(\sigma_s - \sigma_{s0}) = v_1 - v_2 - v_3, \quad (1.114)$$

где σ_{s0} и σ_s — начальное и текущее значения сопротивления деформации, v_1 — скорость деформационного и скоростного упрочнения при деформации, v_2 — скорость разупрочнения при динамической полигонизации во время деформации, v_3 — скорость разупрочнения при метадинамической рекристаллизации во время междеформационной паузы.

Динамическая модель сопротивления деформации (1.114) включает вектор параметров $a = (a_1, \dots, a_n)$, которые определяются экспериментальными данными с использованием процедуры идентификации динамических объектов, в частности алгоритма, основанного на использовании коэффициентов чувствительности модели. Коновалов А. В. сформулировал основные требования к проведению динамического эксперимента: интенсивность деформации $\dot{\epsilon}_u$ и температура θ должны изменяться в широких пределах во время одного опыта. Уравнение (1.114) можно представить в конечно-разностной форме

$$\Delta\sigma_s = \sum_{i=1}^n (v_{1i} - v_{2i})\Delta\tau_i + v_3 \cdot \tau_{\text{пауз}}\delta, \quad (1.115)$$

где $\Delta\tau_i$ — время одного шага решения краевой задачи методом конечных элементов; $\tau_{\text{пауз}}$ — время междеформационной паузы; v_{1i} и v_{2i} — средние значения скорости процессов скоростного и деформационного видов упрочнения и разупрочнения при изменении дислокационной структуры и формировании субзерен на i -м шаге решения задачи; $v_3 \cdot \tau_{\text{пауз}}$ — разупрочнение металла в период междеформационной паузы; δ — дельта-функция, равна нулю, если $\tau_{\text{пауз}} = 0$, и единице, если $\tau_{\text{пауз}} > 0$.

Обозначим $\Delta\sigma_{s0} = \sum_{i=1}^n (v_{1i} - v_{2i})\Delta\tau_i$ — упрочнение металла при высо-

котемпературной обработке металлов давлением, характеризующее

увеличение потенциальной энергии кристаллической решетки в процессе деформации преимущественно за счет образования подвижных границ полигонизованных субзерен и увеличения плотности дислокаций. Таким образом, рассмотрение динамической модели (1.114) сводим к рассмотрению статической модели (1.115), которую для междеформационной паузы можно записать так:

$$\Delta\sigma_s = \Delta\sigma_{s0} \cdot \exp \frac{\tau}{n} \delta, \quad (1.116)$$

где n — константа, которая зависит от материала, температуры изделия в период паузы и значения δ -функции в уравнении (1.116). Значение δ -функции определяется из следующих соображений: $\delta = 1$, если $\Delta\sigma_{s0} \geq \Delta\sigma_s^*$, а $\varepsilon_u \geq \varepsilon_u^*$, в противном случае $\delta = 0$. Сказанное можно пояснить с помощью рис. 1.25.

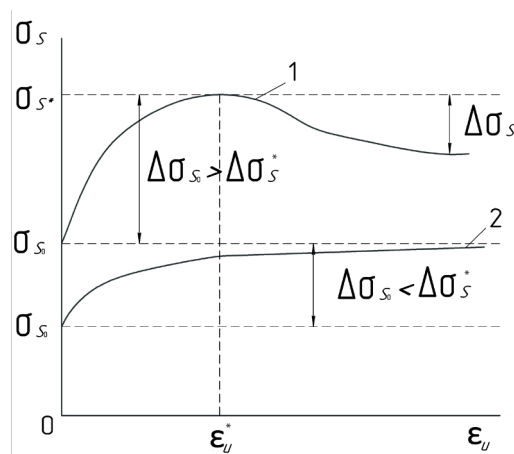


Рис. 1.25. Характер упрочнения металла при деформации

Кривая 1 на рис. 1.25 соответствует условиям деформации, обеспечивающим высокую интенсивность упрочнения на участке $0 < \varepsilon_u < \varepsilon_u^*$. Видно, что на второй половине участка интенсивность упрочнения из-за релаксационного процесса, связанного с динамической полигонизацией и формированием субструктуры, уменьшается до нуля при $\varepsilon_u = \varepsilon_u^*$, т. к. процессы упрочнения и разупрочнения находятся в равновесии. В некоторых случаях, как показывают опыты, скорость разупрочнения больше, чем скорость упрочнения, и наблюдается ниспадающий участок кривой упрочнения при $\varepsilon_u > \varepsilon_u^*$. Для рассмотренного

случая критерием формирования полигонизованной структуры является удовлетворение двум условиям: $\varepsilon_u \geq \varepsilon_u^*$ и $\Delta\sigma_{s0} \geq \Delta\sigma_s^*$, где $\Delta\sigma_s^*$ — прирост сопротивления деформации металла, характеризующий потенциальную энергию сформировавшейся полигонизованной структуры, для которой характерно образование большого числа центров рекристаллизации. Благодаря этому при метадинамической рекристаллизации во время междеформационной паузы формируется мелкозернистая структура. Кривая 2 на рис. 1.25 соответствует таким условиям деформации, которые не обеспечивают образование полигонизованной субструктуры ($\Delta\sigma_{s0} < \Delta\sigma_s^*$), следовательно, трудно ожидать протекания эффективной метадинамической рекристаллизации и уменьшения размера зерна.

На рис. 1.26 представлены опытные кривые деформационного и скоростного упрочнения стали в зависимости от степени и скорости деформации при температуре 1200 °С, полученные К. Б. Лабером, Х. С. Дыей и А. М. Кавалек по результатам испытаний образцов на торсионном пластометре «STD 812» Ченстоховского технологического университета. Аналогичный характер имеют кривые упрочнения при других температурах в диапазоне от 800 до 1150 °С.

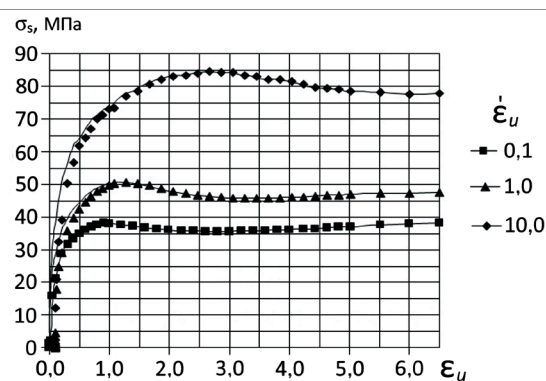


Рис. 1.26. Кривые упрочнения углеродистой низколегированной стали при температуре 1200 °С

Общим для всех кривых упрочнения является высокая скорость упрочнения в начальный период деформации, когда действие релаксационных процессов не проявляется. Затем, начиная от $\varepsilon_u = (0,2-0,3)$, интенсивность упрочнения стали уменьшается, а при некотором значении $\varepsilon_u = \varepsilon_u^*$ в результате равновесия процессов упроч-

нения и разупрочнения интенсивность упрочнения уменьшается до нуля, а сопротивление деформации достигает максимального значения — σ_s^{\max} . При $\varepsilon_u > \varepsilon_u^*$ при температуре (800–900 °С) и скорости деформации более 1,0 (1/с) равновесное состояние сохраняется, но с ростом температуры и уменьшением скорости деформации наблюдается падение сопротивления деформации на величину $\Delta\sigma_{s1}$ (см. рис. 1.25). Используя опытные данные на рис. 1.25, нетрудно определить значение $\Delta\sigma_{s0}$ и $\Delta\sigma_{s1}$ в зависимости от температуры и скорости испытания образцов, а также от химического состава сталей и сплавов.

Дополнение алгоритма шаговой процедуры решения краевой задачи ОМД. В начале решения задачи конечно-элементного моделирования сопротивление деформации принимается одинаковым во всем объеме очага деформации и на поверхности деформируемой заготовки равным σ_{s0} . После первого шага решения за время Δt в каждом конечном элементе определяются значения степени ε_u и скорости деформации $\dot{\varepsilon}_u$, а также среднего нормального напряжения σ и температуры θ . В процессе решения на первом шаге координаты элементов, температура, сопротивление деформации, закон трения на поверхности скольжения не изменяются, а модель среды принимается идеально-пластической. После завершения решения вариационной задачи с помощью выражений определяются новые координаты узлов конечных элементов и оценивается формоизменение заготовки за время Δt , а также осуществляется расчет сопротивления деформации для каждого конечного элемента, оценивая вклад процесса деформационного и вязкого упрочнения $v_1 \cdot \Delta t$, процесса разупрочнения в связи с изменением дислокационной и субзеренной структуры $v_2 \cdot \Delta t$. Деформационное и вязкое упрочнение металла осуществляется с применением параметрических кривых упрочнения, полученных при испытании образцов на пластометре и аппроксимированных выражением

$$\sigma_s = A\varepsilon_u^n \cdot \dot{\varepsilon}_u^k \exp(-\rho\theta). \quad (1.117)$$

На втором и последующих шагах решения задачи процедура корректировки значений сопротивления деформации в конечных элементах повторяется. После завершения анализа деформации заготовки на последнем шаге с использованием критериев $\varepsilon_u > \varepsilon_u^*$ и $\Delta\sigma_{s0} \geq \Delta\sigma_s^*$ оценивается формирование полигонизованной субструктуры и опреде-

ляется вид рекристаллизации во время паузы: метадинамическая или статическая, что позволяет оценить количественные характеристики зеренной структуры. Разупрочнение металла при рекристаллизации во время паузы и уменьшение значения сопротивления деформации $v_3 \cdot \tau_{\text{пауз}}$ рассчитывается по формуле (1.116). Таким образом, предложены шаговая процедура решения краевой задачи обработки металлов давлением на основе вариационного принципа виртуальных полей скоростей, напряжений и конечно-элементного моделирования технологического процесса. Особенностью разработанного алгоритма является применение структурно-чувствительной модели деформируемого тела с вязкопластическими свойствами, учитывающей деформационное и скоростное виды упрочнения, разупрочнение металла в связи с формированием дислокационной и субзеренной структуры. Новым являются критерии формирования полигонизованной субструктуры при горячей деформации и мелкозернистой структуры при метадинамической рекристаллизации во время паузы. Дается количественная оценка упрочнения и разупрочнения металла в многопереходном процессе горячей деформации с паузами.

2. МЕТОДОЛОГИЯ РЕШЕНИЯ КРАЕВЫХ ЗАДАЧ В ПРОГРАММАХ DEFORM И QFORM

Компьютерное моделирование широко используется для исследования процессов обработки металлов давлением. Это связано с тем, что оно обеспечивает экономию времени, ресурсов, а также позволяет сократить объемы натурных испытаний. Широкое распространение в России получили такие пакеты программ, как Deform, QForm, ANSYS, ABAQUS и др. В учебном пособии дано описание методологии работы в программах Deform и QForm. Обе эти программы основаны на методе конечных элементов, суть которого заключается в том, что расчетная область разбивается на плоские или объемные подобласти с элементарной геометрией, для которых записаны простейшие системы дифференциальных уравнений. Каждая такая подобласть является конечным элементом, имеющим свой порядковый номер. Общие вершины конечных элементов называются узлами. Кинематические граничные условия задаются в узлах. Нагрузки на границе заменяются сосредоточенными силами в узлах, связь конечных элементов между собой осуществляется также в узлах. Процесс вычисления сводится к решению полученной системы элементарных дифференциальных уравнений.

Ниже дано описание программ Deform и QForm и принципы постановки процесса моделирования в них.

2.1. Методология решения краевых задач в программном комплексе DEFORM

Программа Deform предназначена для моделирования процессов обработки металлов давлением, термической и механической обработки. Работа программы основана на методе конечных элементов. При этом весь процесс расчета осуществляется с использованием шаговой процедуры.

Достоинства Deform:

- 1) позволяет моделировать различные процессы обработки металлов давлением любой сложности;
- 2) позволяет сократить издержки на проведение испытаний;
- 3) позволяет сократить затраты времени от начала проектирования до внедрения новой технологии.

4) Модули Deform:

- DEFORM–3D — модуль, предназначенный для моделирования трехмерных процессов обработки металлов давлением;
- DEFORM–2D — модуль, предназначенный для моделирования двумерных процессов обработки металлов давлением (осесимметричные и плоские задачи);
- DEFORM–F3 — модуль, предназначенный для моделирования трехмерных процессов обработки металлов давлением. Является «облегченной» версией DEFORM–3D;
- DEFORM–F2 — модуль, предназначенный для моделирования двумерных процессов обработки металлов давлением (осесимметричные и плоские задачи), «облегченная» версия DEFORM–2D.

В программе Deform есть возможность задания следующих моделей сред:

- вязкая среда;
- вязкопластическая среда;
- упругая среда;
- упруговязкая среда;
- упругопластическая;
- идеально пластическая среда.

2.1.1. Описание программного комплекса DEFORM

Программа состоит из трех модулей: Preprocessor, Simulator и Postprocessor. Модуль Preprocessor предназначен для создания моделей процессов и задания граничных условий (условия трения, силовые условия, условия теплопроводности, скоростные условия и т. д.). Модуль Simulator предназначен для проведения вычислительных расчетов и записи полученных результатов в конечный файл базы данных, для задания количества процессоров, участвующих в процессе расчета, для остановки и запуска процесса расчета, а также для отображения результатов расчета. Модуль Postprocessor предназначен для чтения базы данных после завершения моделирования и отображения результатов расчета в виде графика и массива чисел.

2.1.2. Pre Processor

Разделы Pre Processor представлены на рис. 2.1.



Рис. 2.1. Разделы Pre Processor

Раздел Machining предназначен для моделирования процессов механической обработки.

Раздел Forming — для исследования процессов формовки.

Раздел Die Stress Analysis — для анализа напряжений в инструменте.

Раздел Coqging — для моделирования процессаковки.

Раздел Shape Rolling — для моделирования процесса сортовой прокатки.

Раздел Ring Rolling — для моделирования процесса прокатки колес.

Раздел Deform — 3D Pre — для моделирования процессов обработки металлов давлением.

Раздел Heat Treatment — для моделирования процесса нагрева. Интерфейс Pre Processor представлен на рис. 2.2:

Database-файл — файл, в котором хранится полная информация о поставленной задаче, необходимая для проведения расчета.

Key — файл — файл, в котором сохранены сведения о граничных условиях, заданных пользователем.

Simulation Controls позволяет выбирать следующие параметры: тип решаемой задачи (деформирование либо теплопередача); единицы измерения; типы моделирования (анализ Лагранжа, прокатка-раскатка колес, сортовая прокатка, обработка резанием, прессование); способ задания шагов расчета (через время или расстояние); параметры остановки процесса расчета; способы переразбиения сетки конечных элементов в случае возникновения дефекта сетки или отсутствия сходимости решения; методы вычисления; менять значение констант (температура окружающей среды, коэффициент конвекции, постоянная Больцмана); задавать условия остановки.

Material позволяет выбирать материал заготовки и инструмента из библиотеки материалов. При этом есть возможность использовать при моделировании материал, для которого заранее определены упругие константы и кривая упрочнения.

Object positioning позволяет позиционировать объекты.

Inter object позволяет задавать условия трения и коэффициенты теплопроводности между инструментом и заготовкой, между заготовкой, инструментом и окружающей средой.

Database generation позволяет генерировать базу данных, необходимую для выполнения процесса расчета, а также проверять правильно ли заданы все параметры.

Measure позволяет проводить измерения трехмерных и двухмерных объектов.

Axis tools позволяет менять виды отображения объектов.

Tree window предназначено для отображения объектов (заготовка и инструмент), типа объекта (жесткий, пластичный, пористый, упруго-пластический), количества конечных элементов, а также — материала.

Option window предназначена для задания типа объекта (жесткий, пластичный, пористый, упругопластический); создания геометрических примитивов (цилиндры и параллелепипеды); задания плоскостей симметрии для решения симметричных задач; создания сетки конечных элементов; задание поверхностей теплопередачи; вычисления и компенсации объема заготовки; применение булевых операций и др.

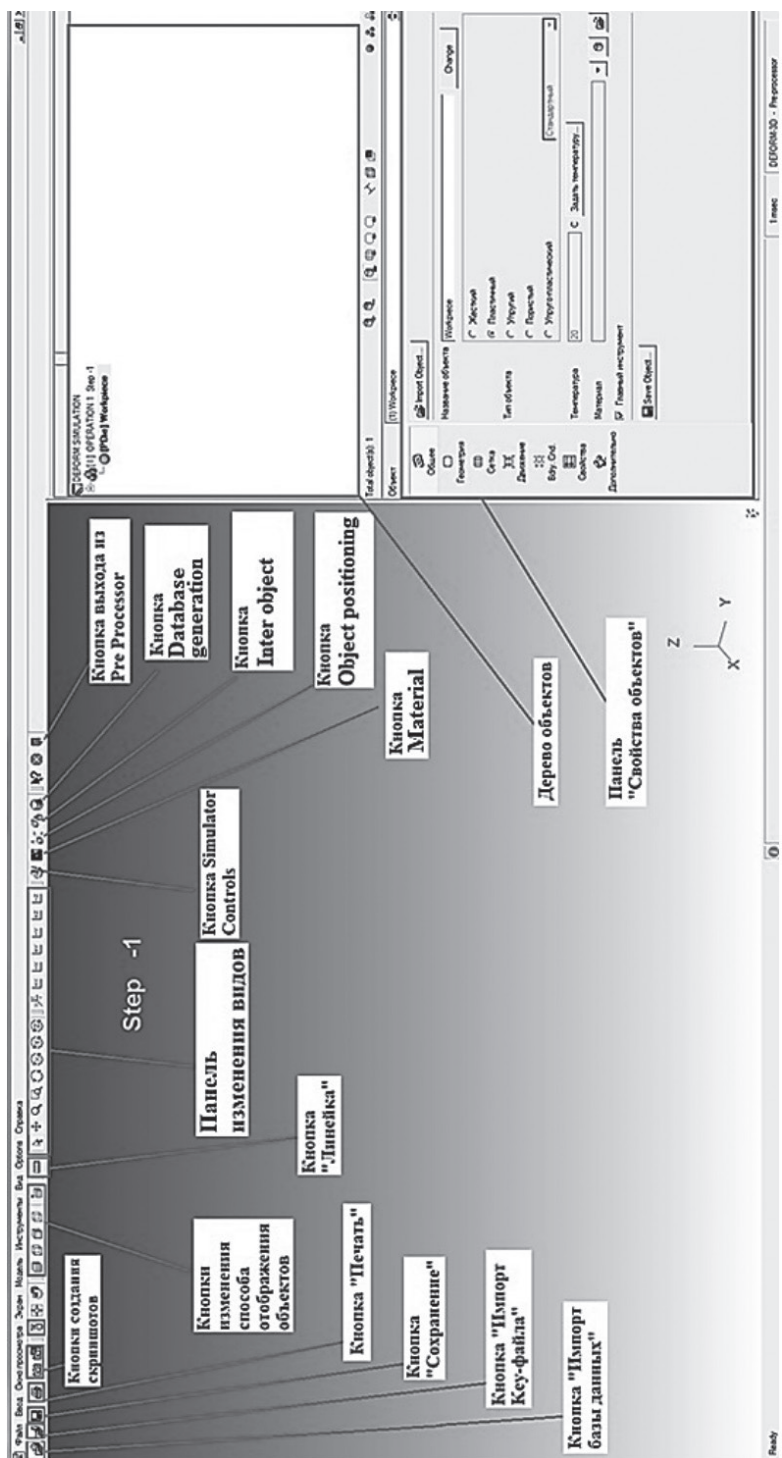


Рис. 2.2. Интерфейс Pre Processor

2.1.3. Simulator

Разделы Simulator представлены на рис. 2.3. Раздел Run предназначен для запуска процесса расчета, раздел Run (options) — для запуска процесса расчета, а также выбора количества процессоров, задействованных в процессе расчета (рис. 2.4).



Рис. 2.3. Разделы Simulator

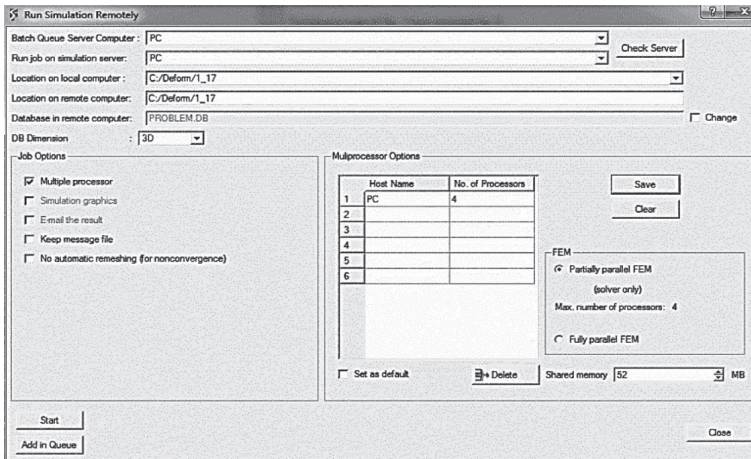


Рис. 2.4. Раздел Run (options)

Раздел Simulation Graphics предназначен для графического отображения процесса расчета, а также отображения на заготовке степени деформации, скорости деформации, напряжения, температуры и поврежденности (см. рис. 2.5).

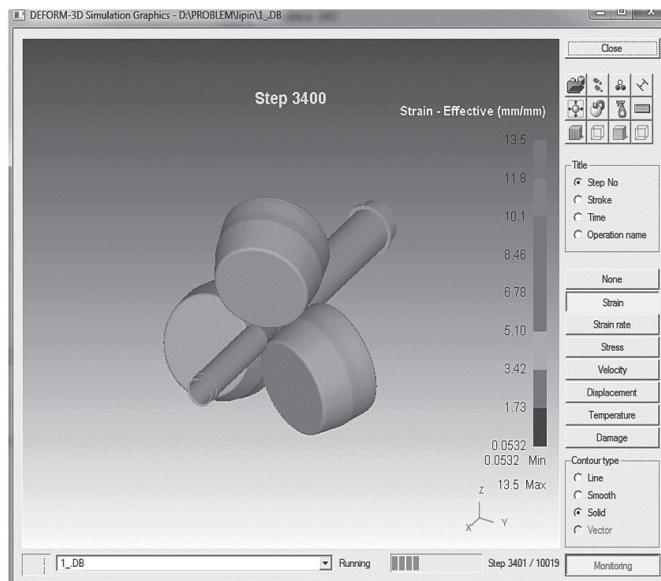


Рис. 2.5. Раздел Simulation Graphics

2.1.4. Post Processor

На рис. 2.6 представлен интерфейс Post Processor:

Object Nodes и **Object Elements** используется для выделения узлов сетки конечных элементов.

Summary содержит в себе сводную информацию о моделировании (максимальные и минимальные значения напряжений, перемещений, степени деформации и т. д.).

Graph (Load Stroke) используется для построения графиков зависимости усилий, действующих на объекты моделирования.

Point Tracking — для получения различных параметров в конкретной точке.

State Variable Between Two Points позволяет строить графики на основе данных в точках, расположенных между двумя базовыми токами.

Flow Net позволяет визуально наблюдать за течением слоев металла при пластической деформации.

Slicing позволяет создавать разрезы.

Mirror/Rot Symmetry позволяет достраивать вторую половину симметричного объекта.

Data Extraction позволяет извлекать данные любых переменных для выбранных объектов во внешний текстовый файл.



State Variable позволяет выбирать переменные (степень деформации, скорость деформации, напряжения, температуры и т. д.), которые отображаются визуально с помощью окрашивания заготовки в разные цвета и их оттенки и на графиках.

Animation set up, Animation controls позволяет создавать анимацию.

Панель Option Window позволяет менять параметры отображения и воспроизведения графики и анимации.

2.1.5. Постановка задач конечно-элементного моделирования технологических процессов обработки металлов давлением

2.1.5.1. Создание твердотельных моделей валка, оправки, проводки и толкателя в КОМПАС-3D

С целью создания модели стана продольной прокатки труб были получены твердотельные модели инструмента и заготовки в программе КОМПАС-3D, которые представлены ниже на рис. 2.7–2.11.

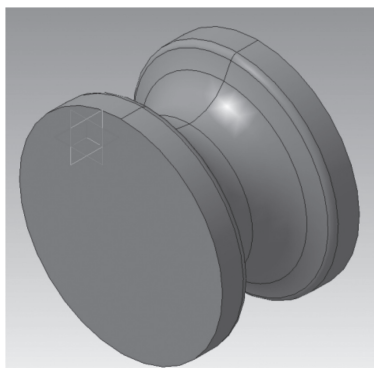


Рис. 2.7. Твердотельная модель валка

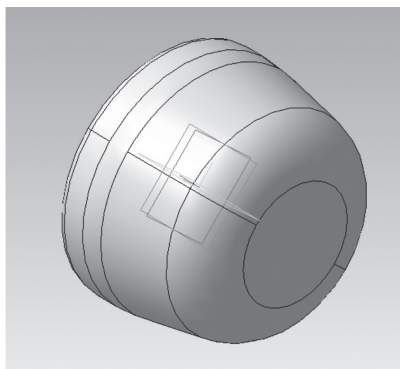


Рис. 2.8. Твердотельная модель оправки

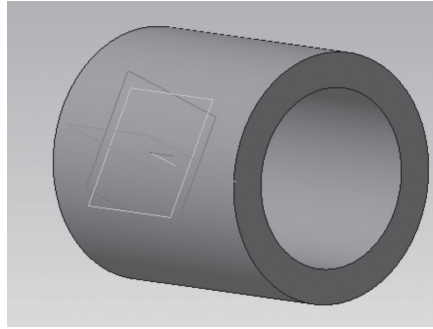


Рис. 2.9. Твёрдотельная модель заготовки

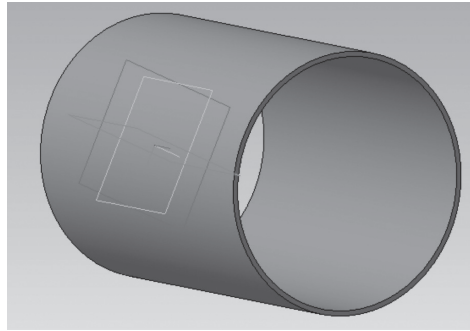


Рис. 2.10. Твёрдотельная модель проводки

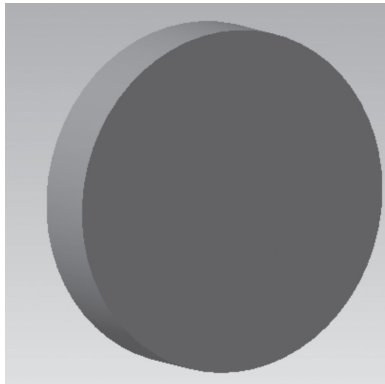


Рис. 2.11. Твёрдотельная модель толкателя

Далее создаем сборку из созданных твердотельных моделей (см. рис. 2.12). При этом заготовка и валки должны быть сведены в контакт, аналогично толкатель и заготовка должны быть сведены в контакт.

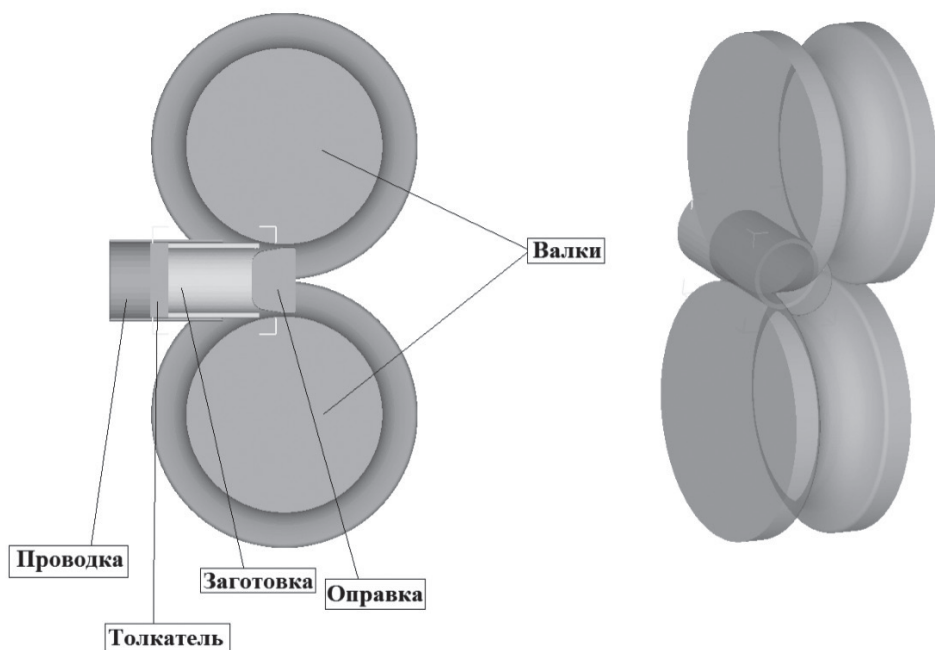


Рис. 2.12. Сборка

Далее сохраняем сборку в форматах КОМПАС-Детали (*.m3d) и STL.

2.1.5.2. Постановка процесса моделирования прокатки трубы в Deform

В Pre Processor в дереве объектов добавляем объекты Workpiece, Top Die, Bottom Die, Object 4, Object 5, Object 6 (см. рис. 2.13).

Далее в дереве объектов выделяем Workpiece и на панели Option Window (Свойства объектов) заходим во вкладку Geometry (Геометрия) и нажимаем кнопку Import Geo (Импорт геометрии) и выбираем построенную ранее в КОМПАС-3D модель заготовки, сохраненную в формате STL (см. рис. 2.14 и 2.15). Далее для удобства можно изменить название Workpiece на Zagotovka во вкладке General поле Object Name (Имя объекта) (см. рис. 2.16). Далее аналогично добавляем валки, оправку, проводку и толкатель. Получаем модель стана продольной прокатки труб на короткой оправке (см. рис. 2.17).


Далее нажимаем кнопку Simulation controls  и выбираем Mode (Тип моделирования) Deformation и Heat Transfer (Моделирование процессов деформации и теплопередачи) (см. рис. 2.18).



Рис. 2.13. Добавление объектов в дереве объектов

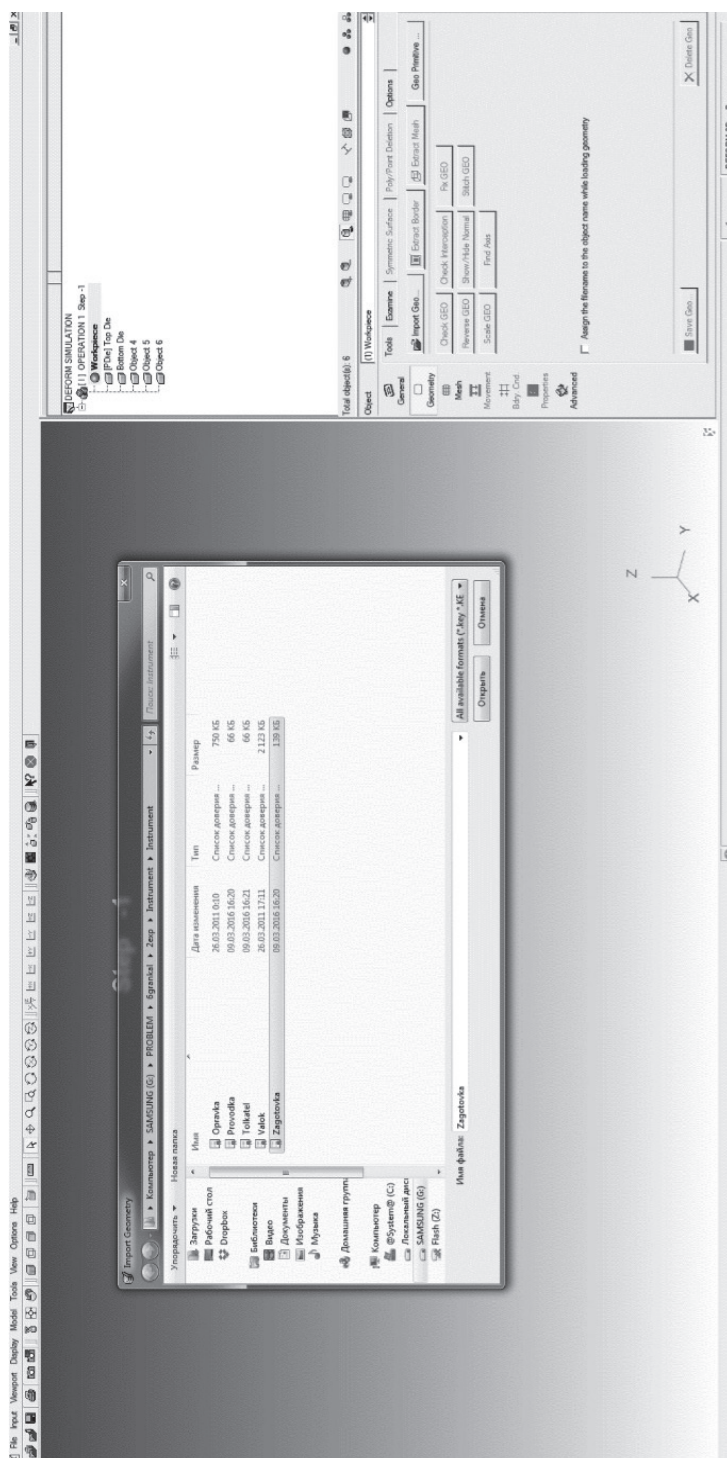


Рис. 2.14. Добавление заготовки в Deform

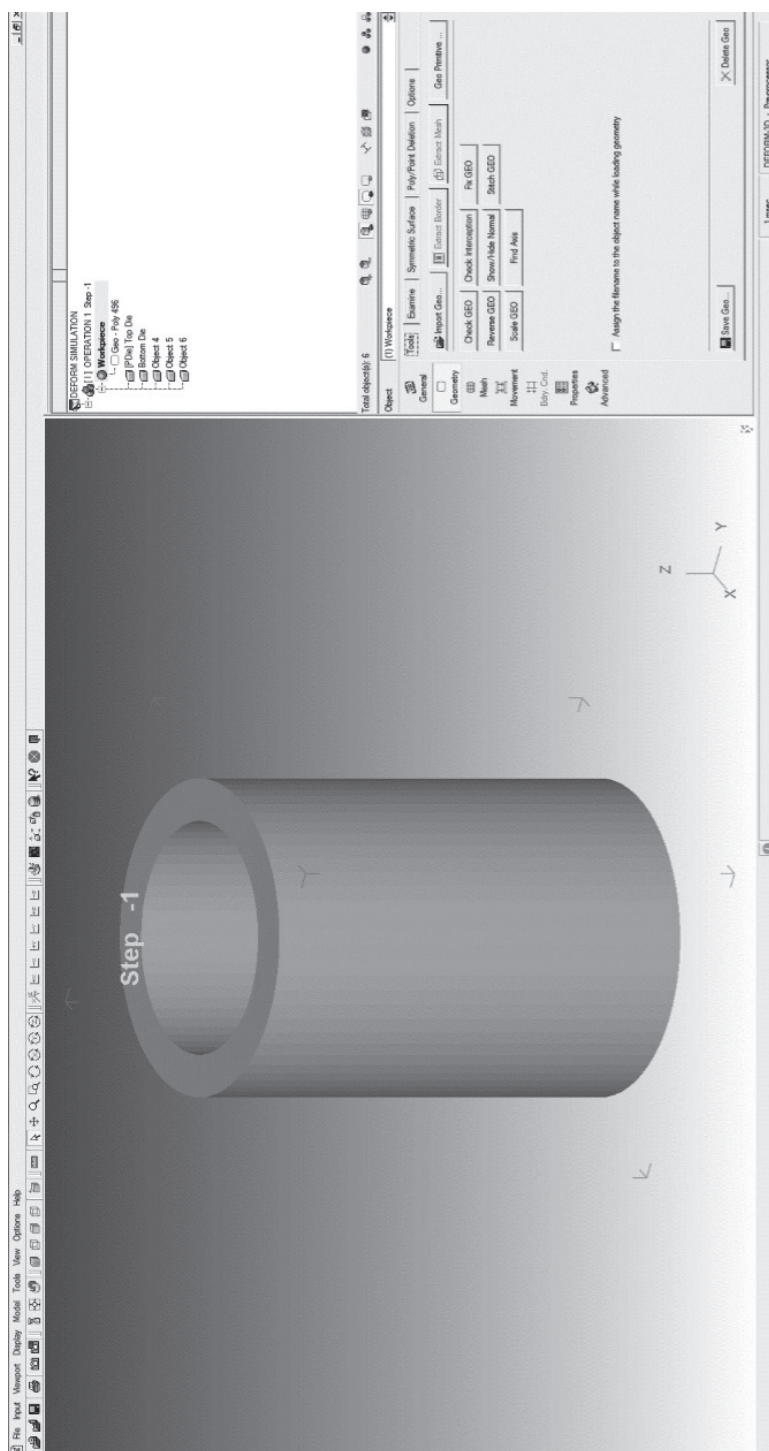


Рис. 2.15. Добавление заготовки в Deform

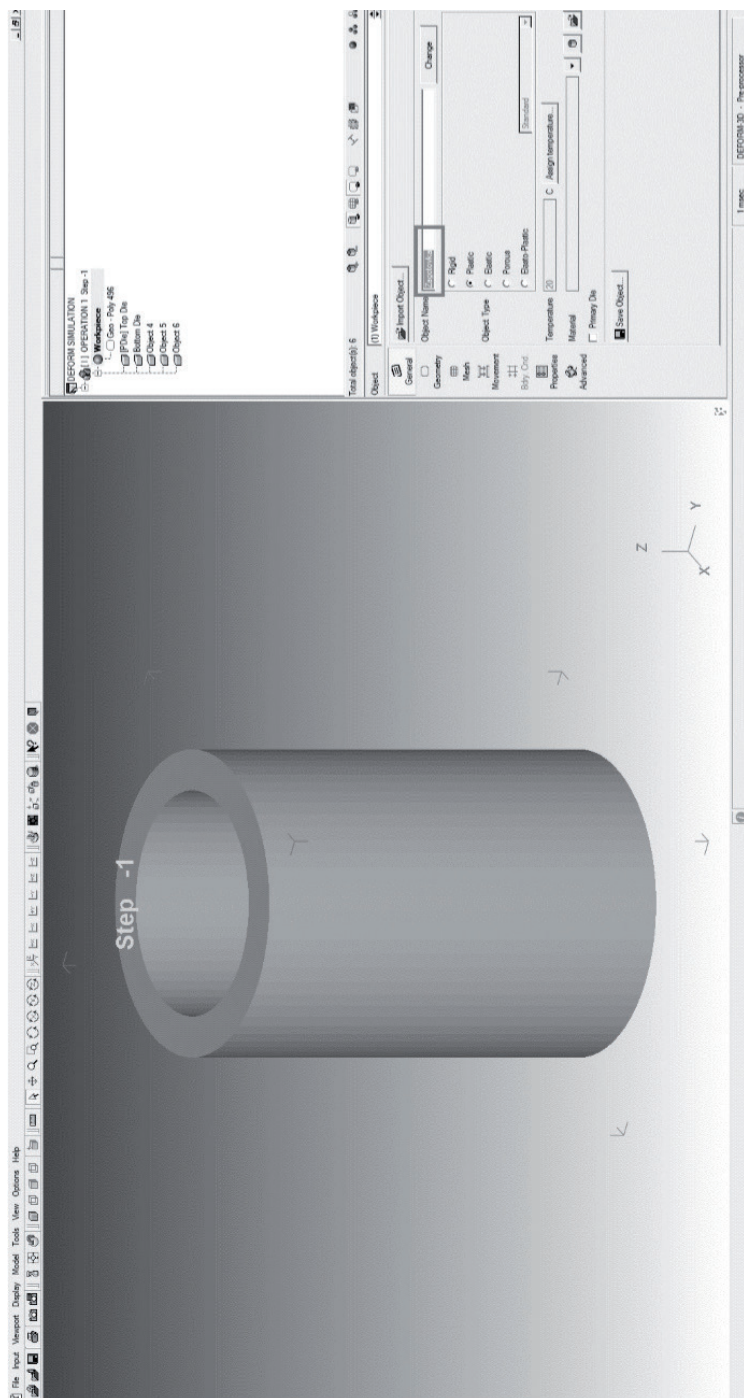


Рис. 2.16. Изменение названия объекта

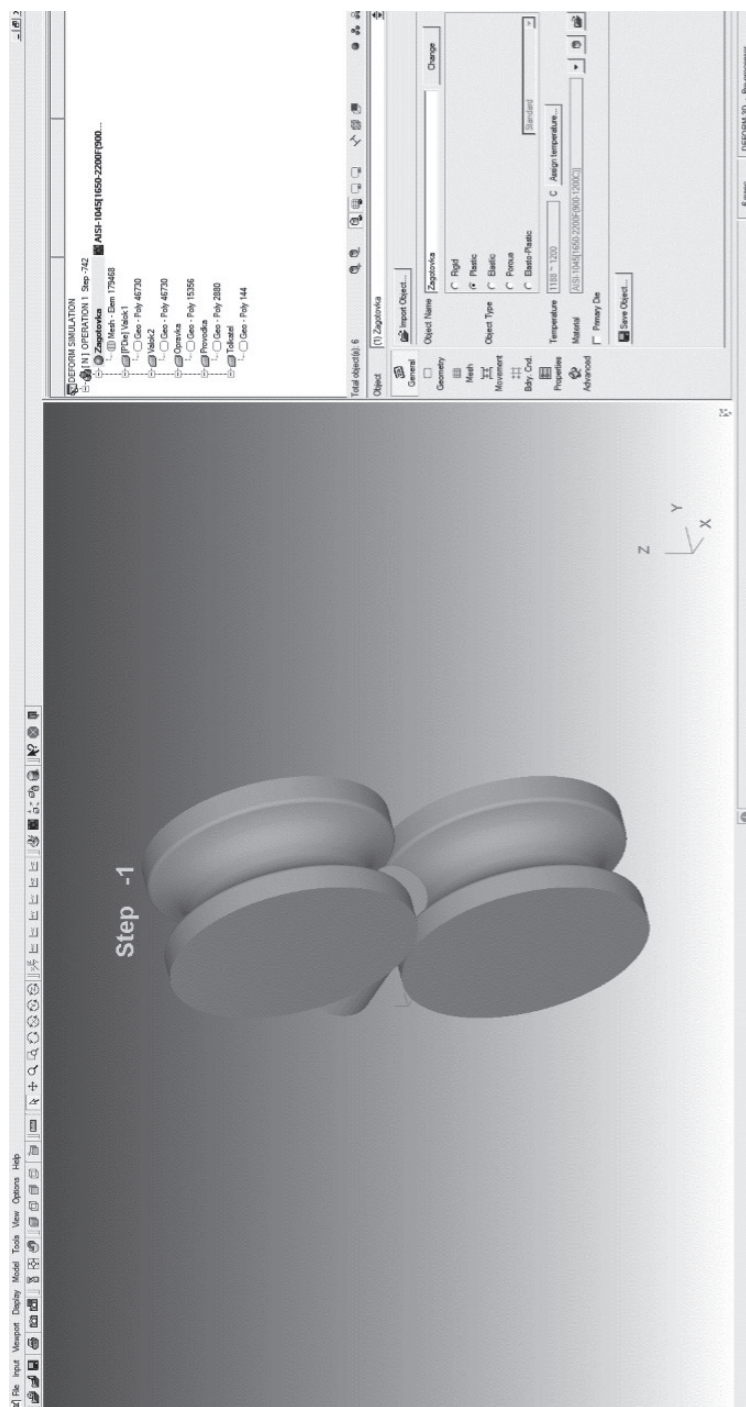


Рис. 2.17. Модель стана продольной прокатки труб на короткой оправке в Deform

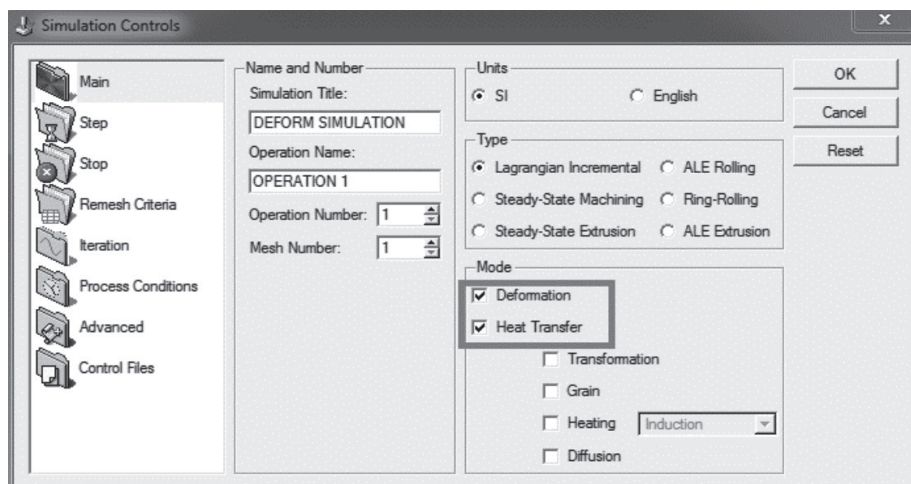


Рис. 2.18. Выбор типа моделирования

Далее создаем сетку конечных элементов для заготовки. Для этого выделяем в дереве объектов заготовку и заходим во вкладку Mesh (Сетка). Затем, передвигая рычажок на вкладке Tools (Инструменты), можно задавать количество конечных элементов для заготовки, для этого нажимаем кнопку Generate Mesh (генерация сетки) (рис. 2.19). При разбиении заготовки на конечные элементы следует количество элементов подбирать таким образом, чтобы вдоль толщины стенки укладывалось минимум 3–4 элемента (см. рис. 2.20).

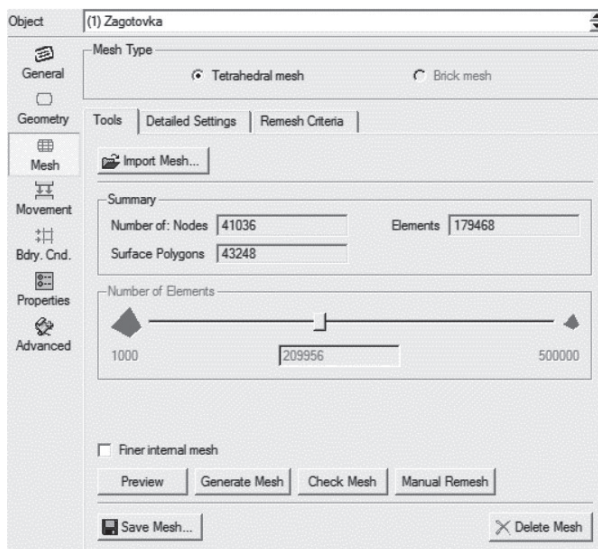


Рис. 2.19. Панель создания сетки конечных элементов

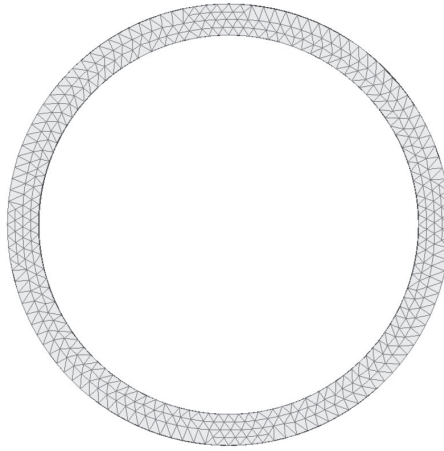


Рис. 2.20. Поперечное сечение заготовки, «разбитой» на конечные элементы

Кроме того, разбиение на конечные элементы можно производить с помощью задания минимального, максимального размера элемента (Min Element Size и Max Element Size) и коэффициента отношения этих размеров max/min (Size Ratio), для этого во вкладке Mesh (Сетка) выбираем вкладку Detailed Settings (Уточненные параметры) (рис. 2.21).

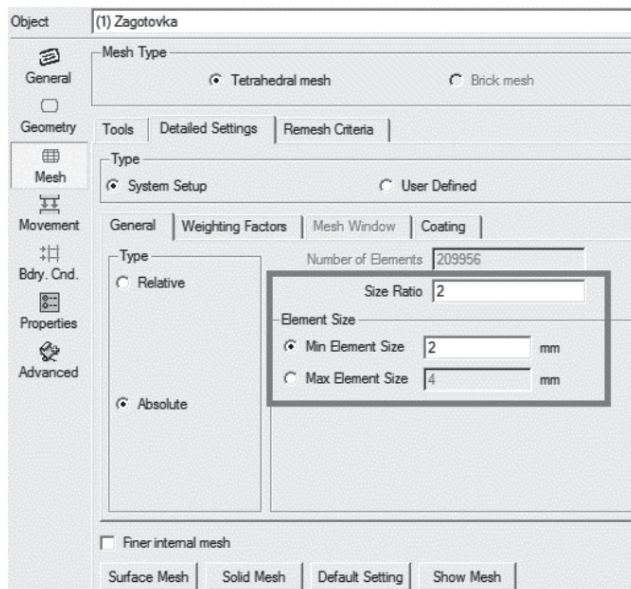



Рис. 2.21. Панель создания сетки конечных элементов через минимальный и максимальный размер элементов

Далее необходимо задать время шага расчета. Для этого снова заходим в Simulation controls  и выбираем вкладку Step (рис. 2.22). Время шага задается в графе With Time Increment.

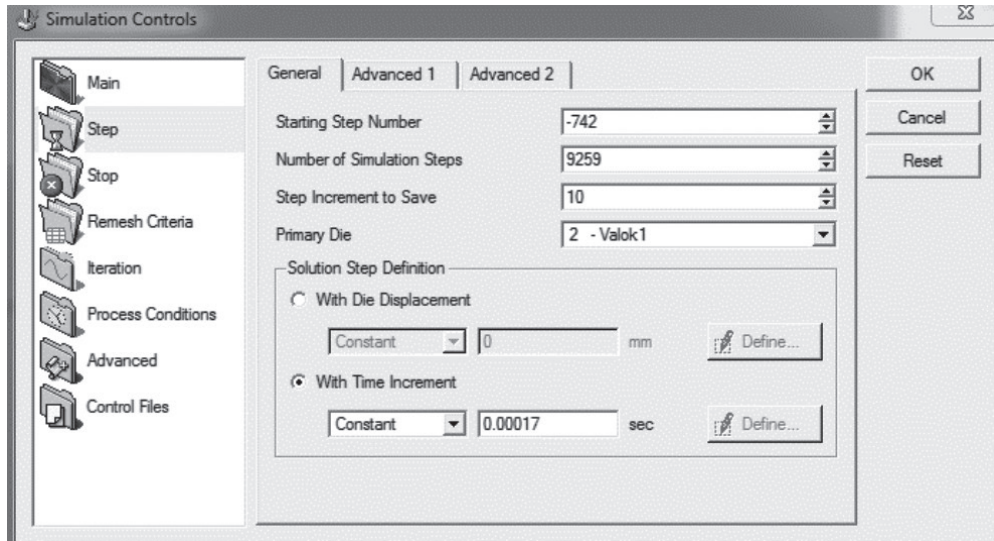





Рис. 2.22. Задание времени шага

Время шага t рассчитываем по формуле:

$$t = \frac{l}{3 \cdot v_{\text{окр}}},$$

где l — средняя длина элемента, мм; $v_{\text{окр}}$ — окружная скорость валков, м/с.

Необходимо измерить длину элемента, выбираем заготовку в дереве объектов и нажимаем кнопку на панели свойств Single object mode , чтобы на экране была отображена только заготовка (см. рис. 2.23). После этого меняем способ отображения заготовки, чтобы были видны конечные элементы (см. рис. 2.24), для этого нажимаем кнопку  на верхней панели управления.

Далее с помощью операции Box zoom  на верхней панели управления делаем увеличение для более точного измерения. Затем с помощью операции Measure (Измерение) измеряем среднюю длину элемента.

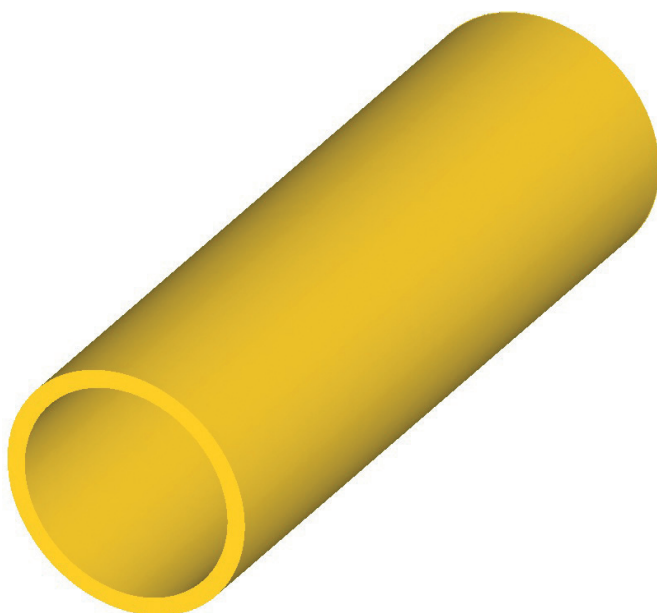


Рис. 2.23. Заготовка

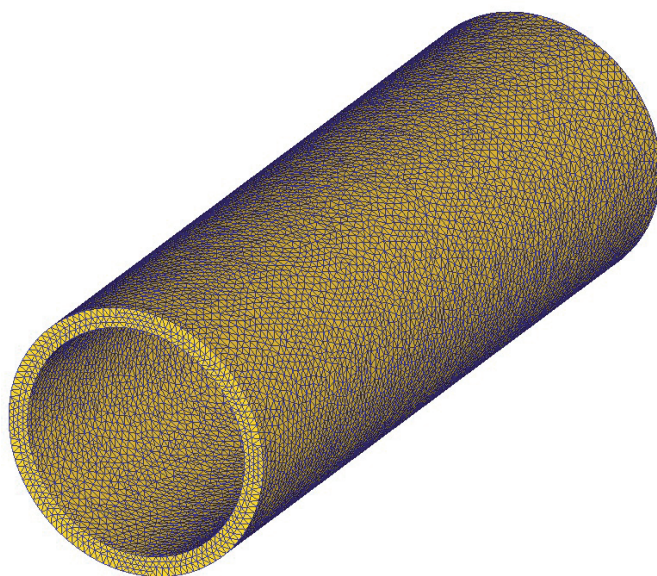


Рис. 2.24. Сетка конечных элементов

На следующем этапе рассчитываем время шага и заносим значение в графу With Time Increment (см. рис. 2.22). Общее количество шагов N (Number of Simulation Steps) определяем по следующей формуле:

$$N = \frac{t_{\Sigma}}{t},$$

где t_{Σ} — общее время прокатки, с; t — время одного шага, с.

Количество шагов расчета, через которое будет происходить сохранение информации в базе данных (Step Increment to Save), не следует задавать слишком большим, так как размер файла базы данных может чрезмерно увеличиться. С другой стороны, количество шагов расчета, через которое будет происходить сохранение информации в базу данных, не должно быть слишком малым, чтобы не происходила потеря данных.

Далее необходимо задать условия остановки расчета, для этого во вкладке Stop (Остановка) (рис. 2.25) в графе Process Duration (Продолжительность процесса) задаем время процесса прокатки трубы.

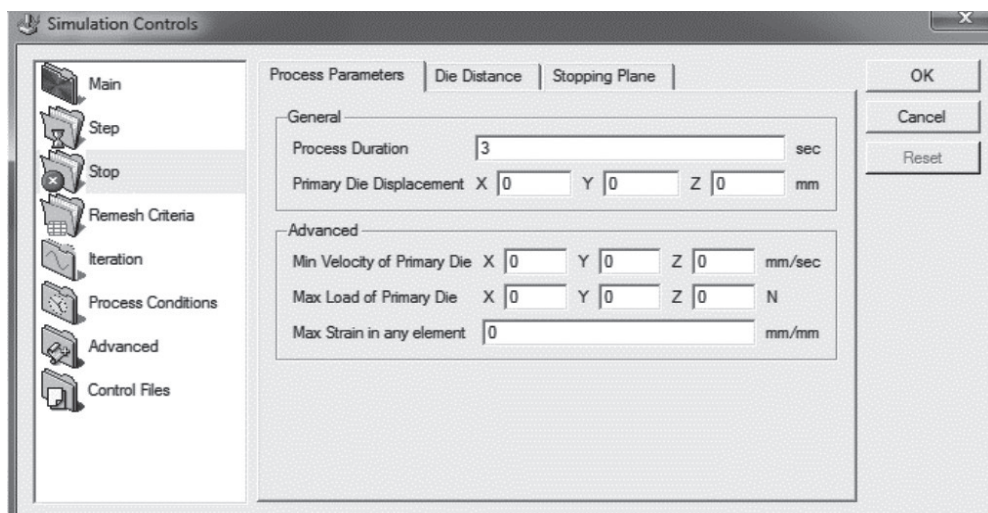


Рис. 2.25. Задание условия остановки процесса расчета

Затем задаем скорость вращения валков. Для этого в дереве объектов выбираем один из валков. Затем на панели свойств выбираем вкладку Movement (Движение) и выбираем вкладку Rotation (Вращение) (см. рис. 2.26).

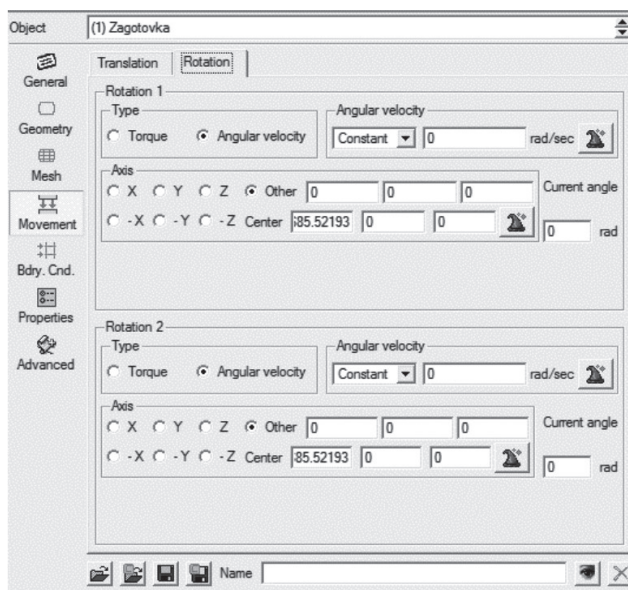



Рис. 2.26. Задание частоты оборотов валков

Определяем центр тяжести валка с помощью кнопки Calculate center and axis from geometry  (рис. 2.27).

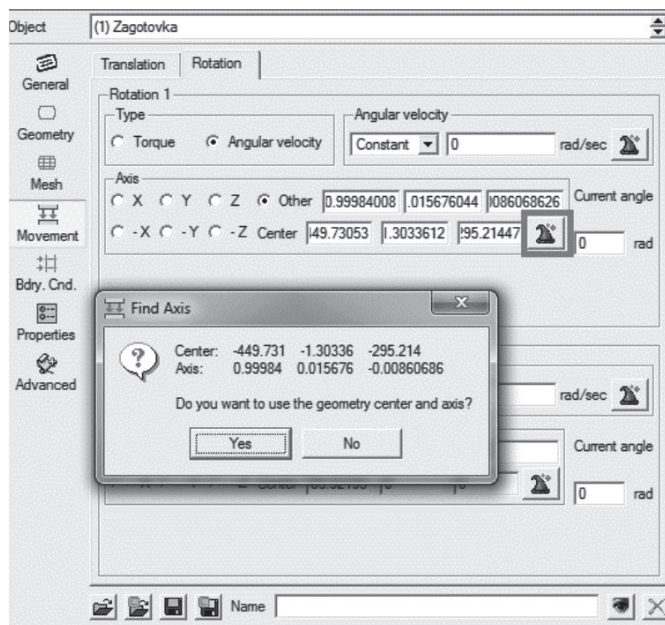



Рис. 2.27. Определение центра тяжести валка

Далее нажимаем кнопку Rotation speed unit conversion  для задания частоты оборотов валков в об/мин (рис. 2.28).

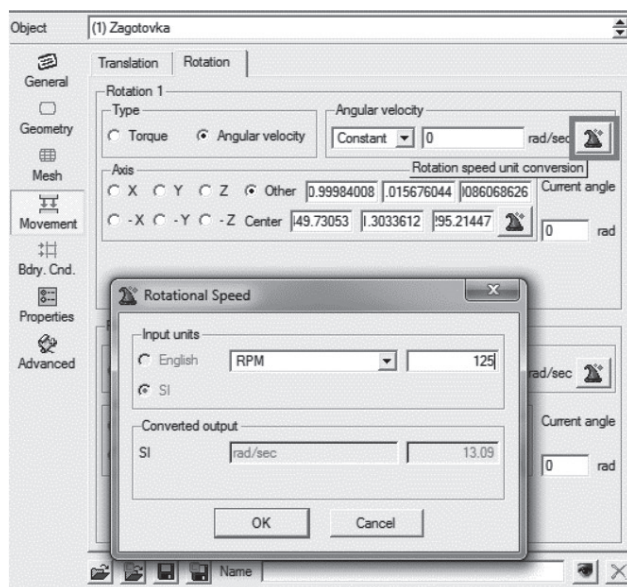




Рис. 2.28. Задание частоты оборотов валка

Аналогично задаем скорость оборотов второго валка. Затем необходимо определить направления вращения валков. Для этого нажимаем кнопку Preview object movement  (рис. 2.29) и Play forward . Далее визуальным образом определяем, как вращаются валки.

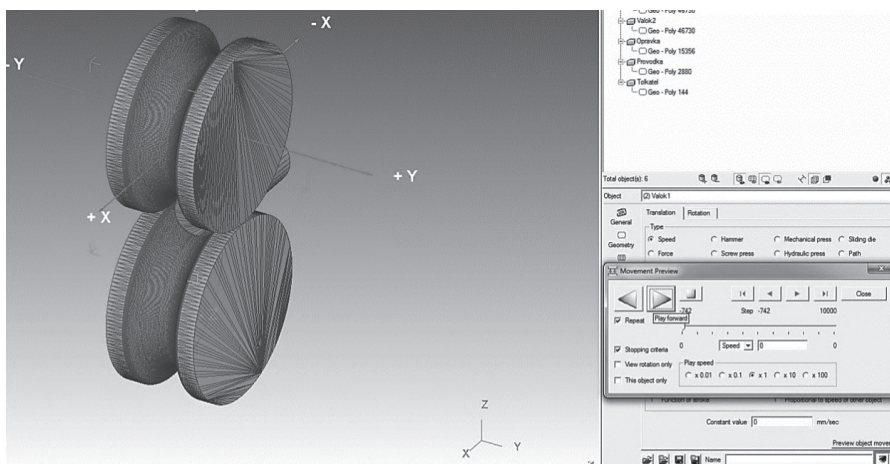


Рис. 2.29. Определение направления вращения валков

Если валки вращаются в неправильном направлении, то необходимо изменить знак в поле, где вводили значение частоты оборотов валков.

На следующем этапе задаем скорость перемещения толкателя. Для этого выделяем в дереве объектов толкатель, заходим во вкладку Movement (Движение) и выбираем вкладку Translation (Перемещение) (рис. 2.30).

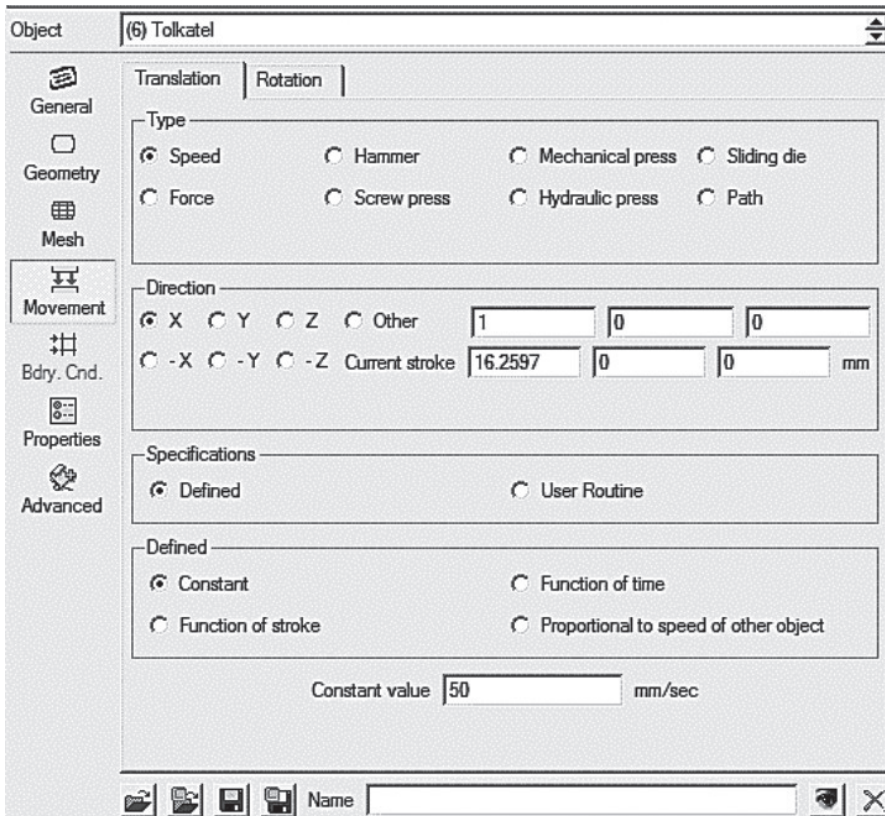


Рис. 2.30. Задание скорости поступательного движения толкателя

Далее задаем температуру и материал заготовки. Для этого в дереве объектов выделяем заготовку во вкладке General (Общее), в графе Temperature (Температура) задаем температуру, в графе Material (Материал) выбираем материал заготовки (рис. 2.31).

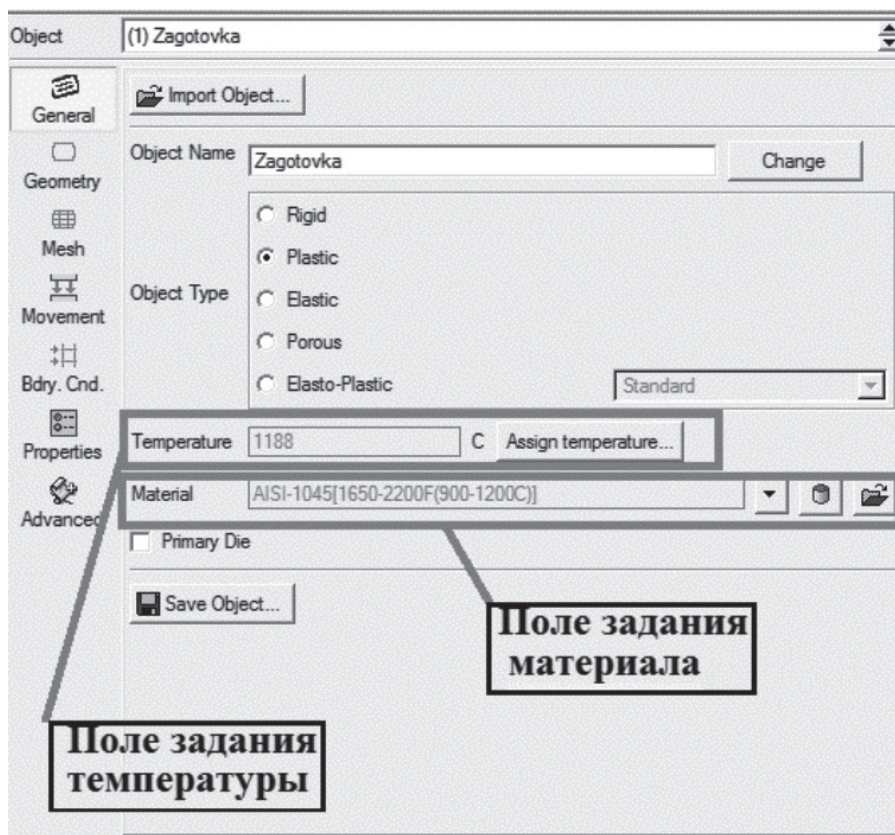



Рис. 2.31. Задание температуры и материала заготовки

Аналогично задаем температуру валков оправки и толкателя.

На следующем этапе необходимо задать условия трения и теплопередачи. Для этого нажимаем кнопку на верхней панели Inter-object . В открывшемся окне необходимо выбрать поверхности, между которыми будут действовать силы трения. В качестве Master необходимо выбирать инструмент, в качестве Slave — заготовку, далее нажимаем кнопку Edit и во вкладке Deformation (Деформация) задаем коэффициент трения по Зибелю (Shear), кроме того, в Deform можно задавать условия трения по Кулону (Coulomb) и по смешанному закону трения (Hybrid) (см. рис. 2.32).

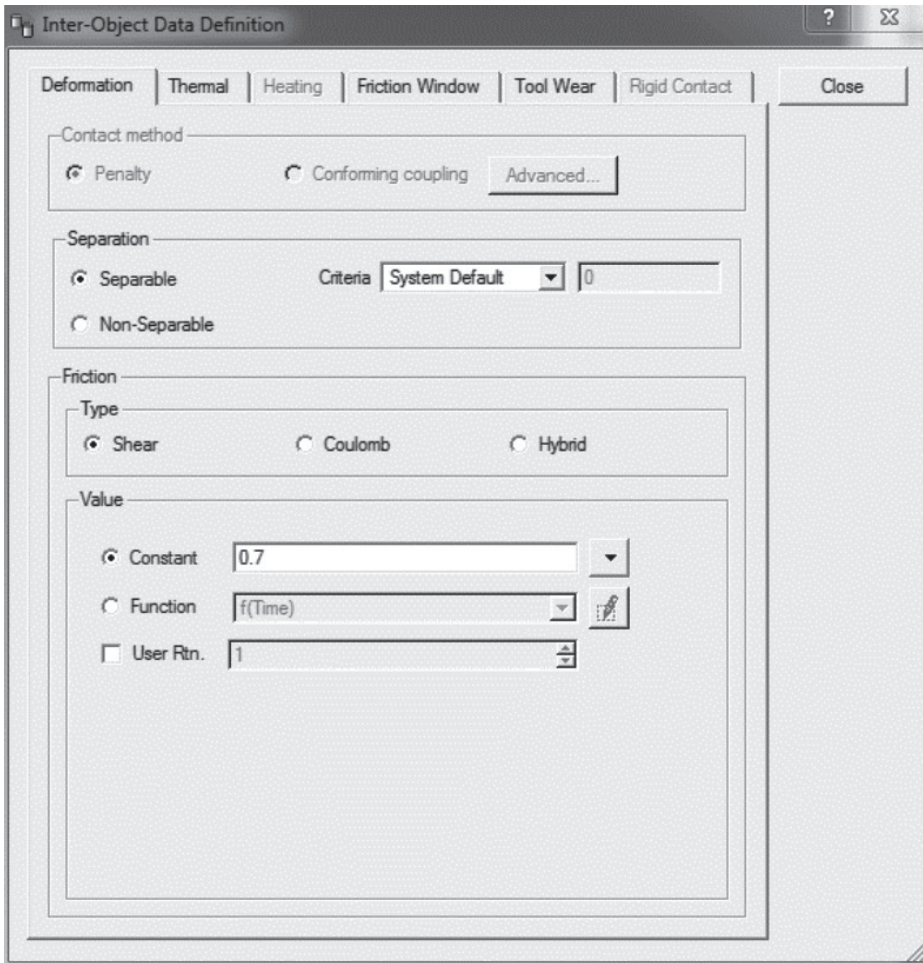



Рис. 2.32. Задание условий трения

Далее во вкладке Thermal (Условия теплоотдачи) задаем значение коэффициента теплоотдачи (Heat Transfer Coefficient) (см. рис. 2.33). После этого на панели Inter-Object нажимаем кнопку Tolerance (Допуск), чтобы сгенерировать поверхность контакта (см. рис. 2.34). Затем нажимаем кнопку ОК. Далее задаем поверхности теплоотдачи для заготовки. Для этого заходим во вкладку Boundary Conditions (Граничные условия) и выделяем графу поверхности теплоотдачи (Heat Exchange with) (см. рис. 2.35). После этого курсором выделяем поверхности теплообмена (подсвечиваются зеленым цветом). Затем нажимаем кнопку Add boundary condition  (Добавление граничного условия).

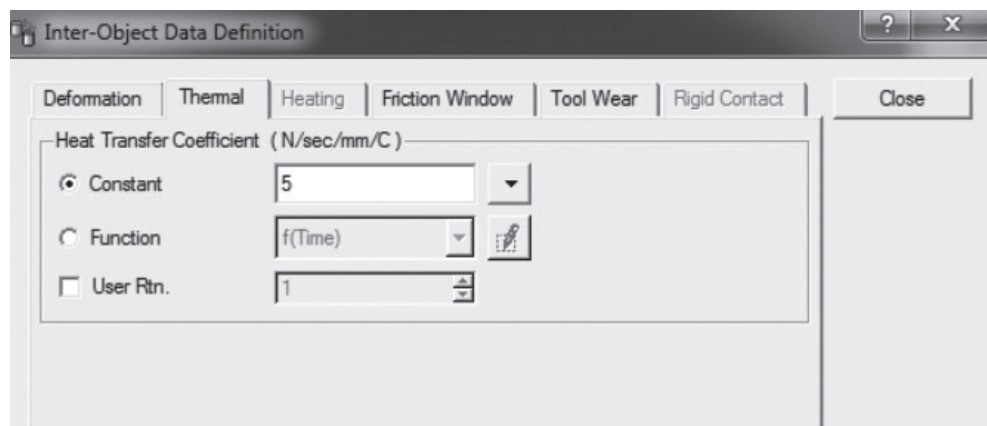


Рис. 2.33. Задание коэффициента теплоотдачи

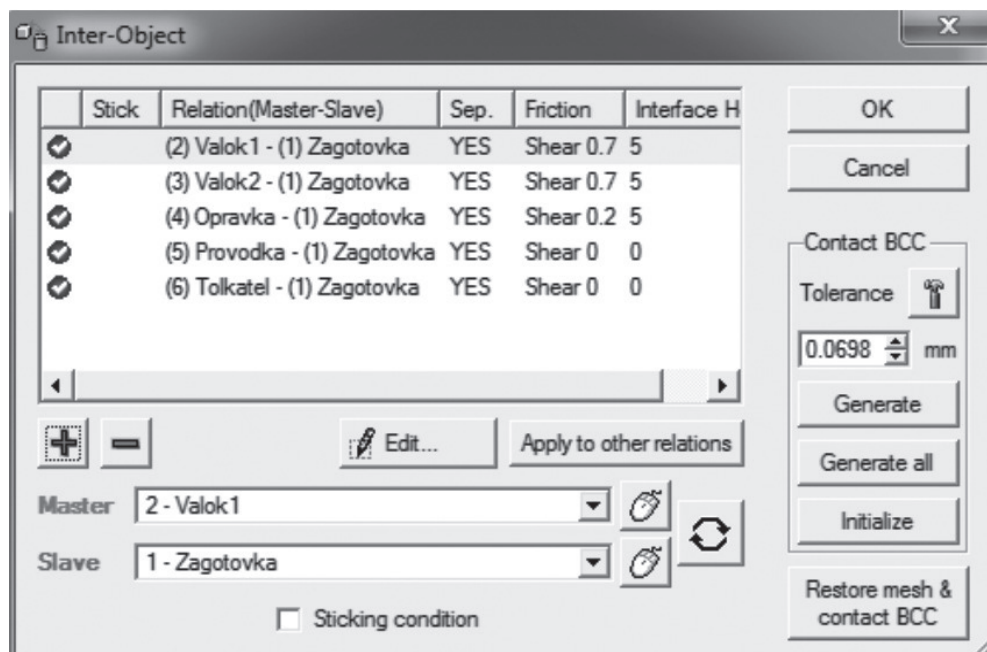


Рис. 2.34. Генерирование поверхности контакта

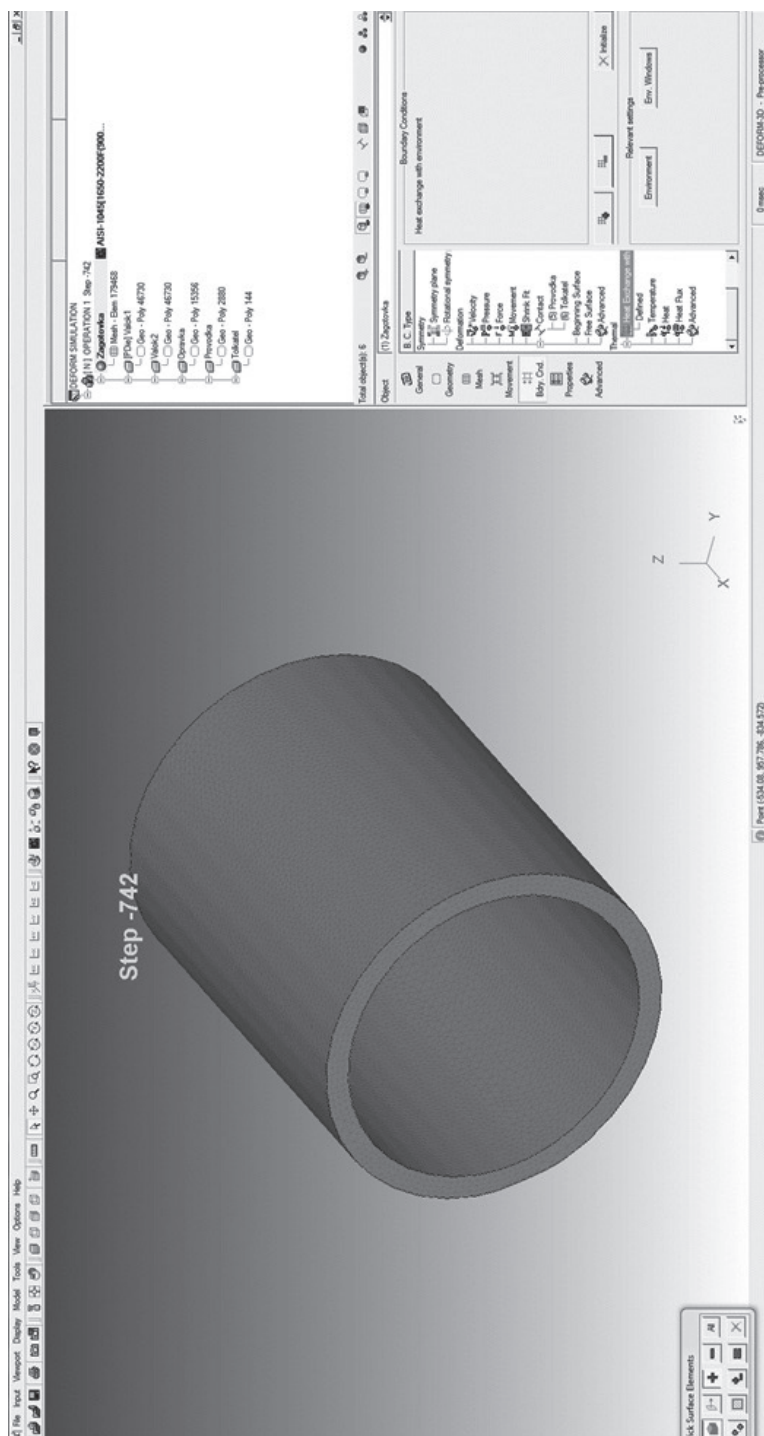




Рис. 2.35. Задание поверхностей теплоотдачи

Далее необходимо сгенерировать файл базы данных. Нажимаем кнопку Database generation  (Генерирование базы данных). В появившемся окне нажимаем кнопку Check (Проверка), чтобы была проведена проверка правильности всех условий. Если все условия заданы корректно, то появляется надпись «Database can be generated» («База данных может быть сгенерирована») (рис. 2.36).

Если есть ошибки в постановке задачи моделирования, то появляется надпись «Database can NOT be generated» («База данных НЕ может быть сгенерирована») (см. рис. 2.37) и в списке условий (см. рис. 2.38).

Если по итогу проверки база данных может быть сгенерирована, то нажимаем кнопку Generate (Сгенерировать).

Также необходимо нажать кнопку Save  (Сохранение), чтобы сохранить поставленную задачу моделирования в формате KEY-файла.

После этого постановка задачи моделирования завершена. Для выхода из Pre Processor нажимаем кнопку Exit  (Выход).

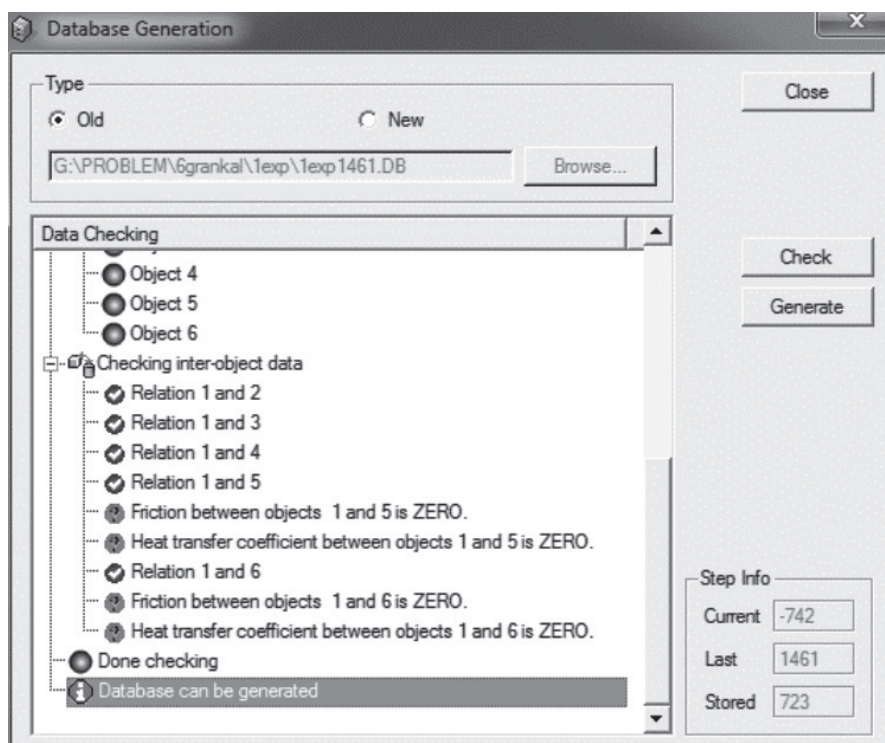


Рис. 2.36. Пример корректно заданных граничных условий

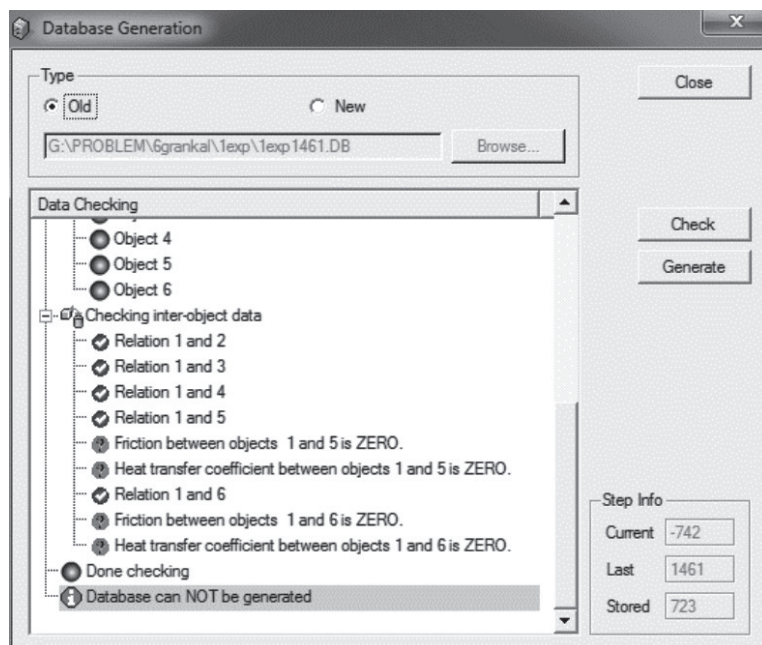


Рис. 2.37. Пример некорректно заданных граничных условий

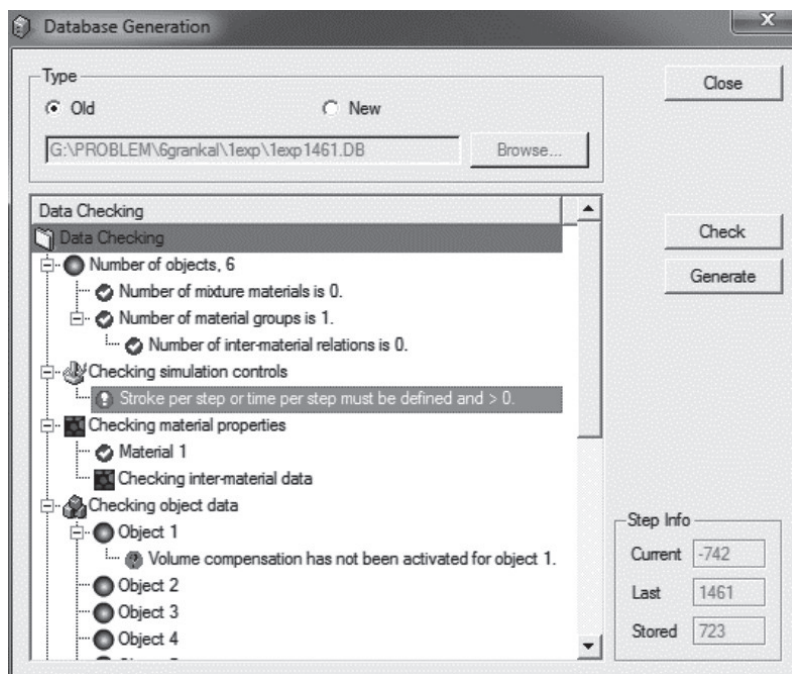


Рис. 2.38. Не задано время шага

Далее в поле Simulator (рис. 2.3) нажимаем на кнопку Run (options) **Run (options)** (Выполнить (опции)). В появившемся окне ставим галочку в окне Multiple processor, чтобы в процессе расчета задействовать все ядра процессора (рис. 2.39). В поле Host Name (Имя хоста) вводим имя компьютера, а в поле No. of Processor (Количество процессоров) задаем количество процессоров. Затем нажимаем кнопку Start (Старт), после этого запускается процесс расчета.

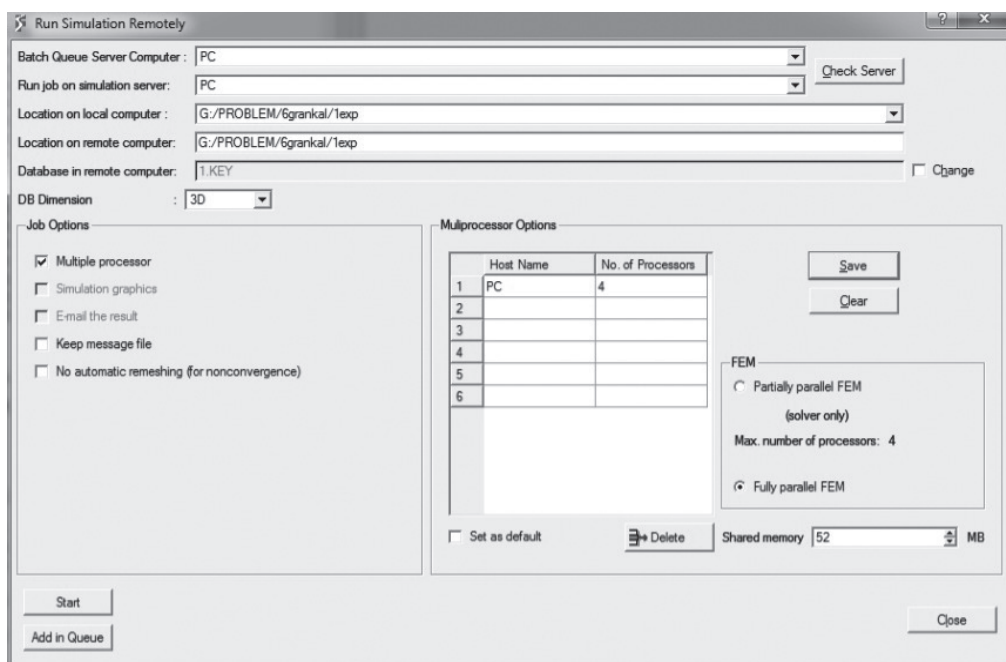


Рис. 2.39. Выбор количества ядер процессоров, задействованных в процессе расчета

Контролировать процесс расчета можно с помощью опции Simulation Graphics (Моделирование графика) в поле Simulator (см. рис. 2.40).

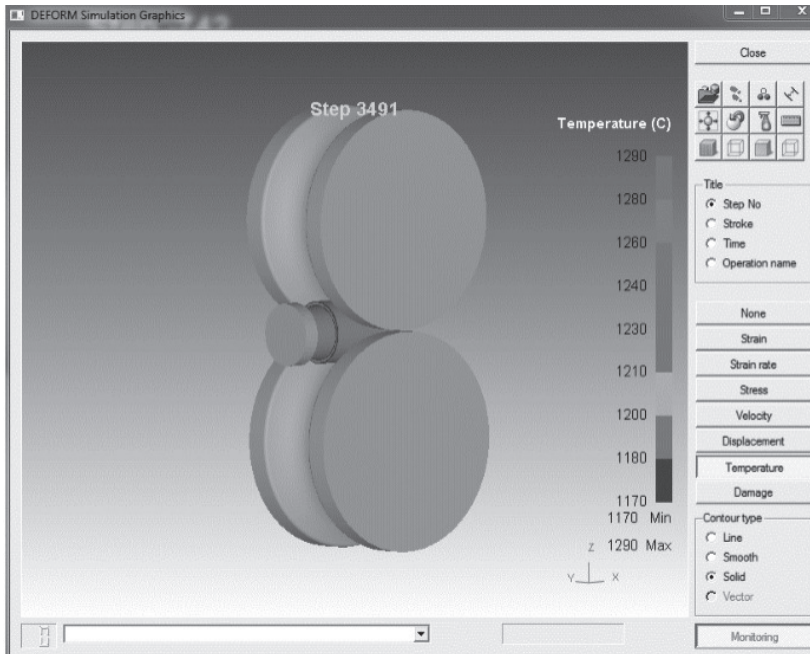


Рис. 2.40. Отображение процесса расчета с помощью опции Simulation Graphics

После окончания процесса расчета входим в модуль Post Processor. Для этого нажимаем кнопку Deform-3D Post (рис. 2.41).



Рис. 2.41. Вход в Post Processor

Далее производим анализ полученных результатов расчета. В Post Processor можно определить на всех шагах расчета степень деформации, напряжения, скорость деформации, температуру, поврежденность, структурные изменения и др. (см. рис 2.42). Указанные параметры можно определить в количестве точек заготовки от 1 до 1000. Полученную информацию можно сохранить в электронном виде, что является удобным для статистического анализа. Для визуализации полученных результатов есть возможность построения графиков и записи анимации.

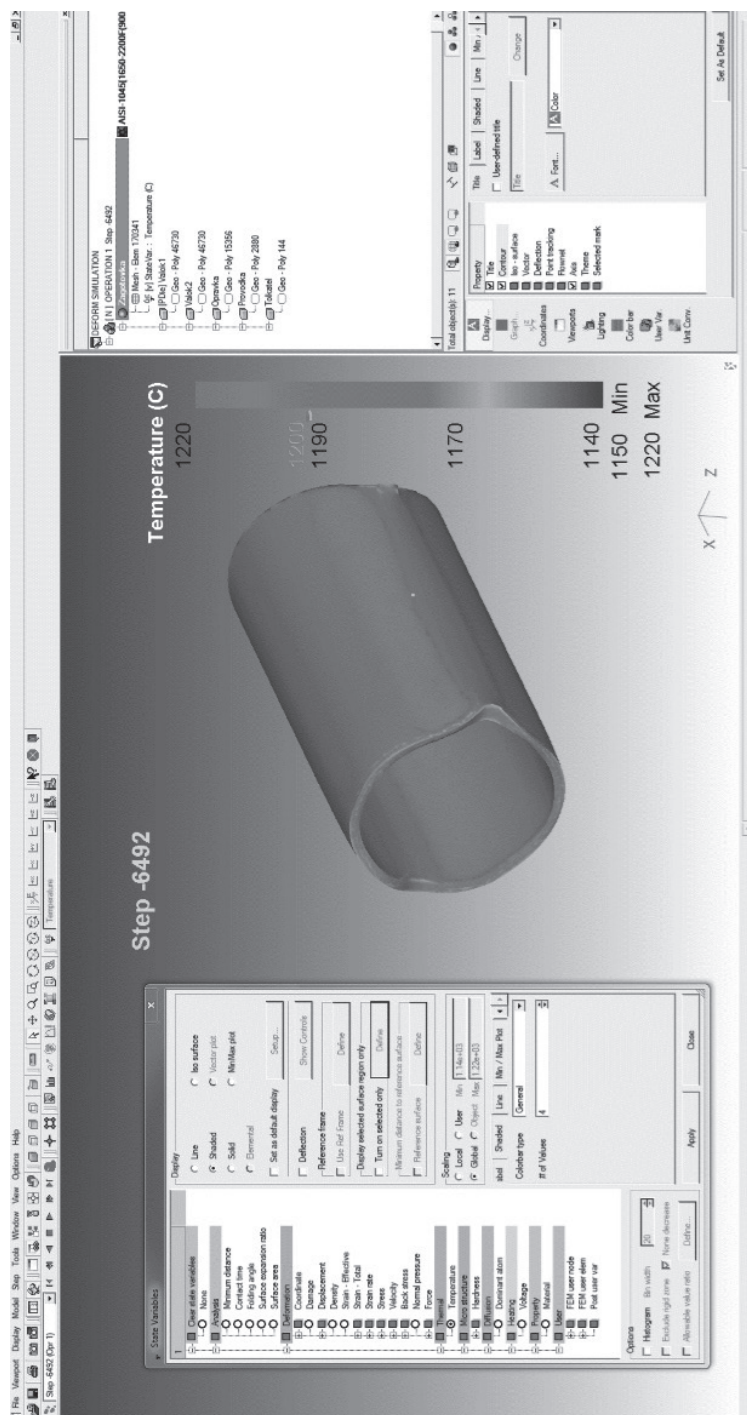


Рис. 2.42. Отображение в Post Processor распределения температуры в прокатанной заготовке

2.2. Методология решения краевых задач в прикладной программе QForm

2.2.1. Основы работы в программе QForm¹

Программа QForm предназначена для моделирования процессов обработки металлов давлением. Интерфейсная часть и расчетное ядро программы работают независимо. Обмен информацией между ними осуществляется с помощью файлов, в которых хранятся исходные данные и результаты моделирования. При моделировании записываются уже все шаги моделирования, а расчет большого количества дополнительных параметров осуществляется в режиме постпроцессора после окончания моделирования.

Интерфейс программы

Управление данными и просмотр результатов отделены от расчетного ядра программы. Это позволяет эффективнее использовать оперативную память компьютера, а просмотр всех результатов возможен прямо во время расчета.

Расчет лагранжевых линий, трассируемых точек и других дополнительных функций осуществляется в постпроцессоре. Постпроцессор также позволяет рассчитывать некоторые функции, заданные пользователем, и обеспечивает экспорт результатов в другие программы.

2D- и 3D-модели полностью объединены и используют общий интерфейс, в котором возможно использовать одни и те же команды.

Организация работы в Q-Form

На рис. 2.43 показано, как выглядит интерфейс программы QForm. Пояснения обозначений на рис. 2.43 представлены в табл. 2.1.

Таблица 2.1

Пояснение обозначений

Главное меню	В главном меню находятся пункты меню со списком команд
Панель инструментов	Панель инструментов содержит иконки стандартных команд Windows и команд навигации
Панель исходных данных	С помощью кнопок этой панели можно изменять исходные данные моделирования
Окно исходных данных	Здесь задаются исходные данные — численно или с помощью интерактивных средств

¹ ООО «КванторФорм». Файл правки

Окончание табл. 2.1

Главное меню	В главном меню находятся пункты меню со списком команд
Окно вывода результатов	Большое окно, предназначенное для визуализации параметров исходных данных и результатов моделирования
Панель шкалы	Отображение и параметры шкалы
Список отображаемых полей	Выбор полей, которые будут отображаться в заготовке и инструменте
Окно диагностики	Выходная информация о процессе моделирования, а также предупреждения и сообщения об ошибках
Панель просмотра результатов	Кнопки панели позволяют выбирать необходимые записи и проигрывать результаты моделирования
Панель управления расчетом	С помощью кнопок этой панели можно запустить и остановить расчет
Свойства операции	Отображаются доступные настроечные параметры какой-либо операции проекта

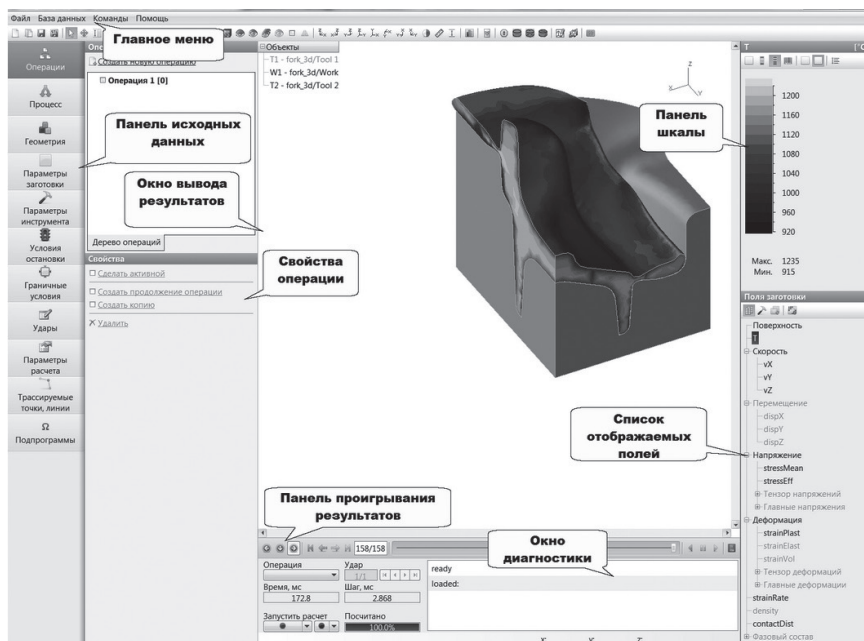


Рис. 2.43. Интерфейс программы QForm

2.2.2. Постановка задач конечно-элементного моделирования технологических процессов обработки металлов давлением

Программа QForm имеет возможность расчета 2D- и 3D-моделей объемного деформирования.

Для 2D-моделирования используются двумерные замкнутые контуры инструментов и заготовок, подготовленные в плоскости XOY.

Для 3D-моделирования требуются трехмерные замкнутые тела инструментов и заготовок в пространстве XYZ. Позиционирование тел перед началом расчета производится как вручную, так и автоматически, например, сведение заготовки и инструментов в контакт.

Программа QForm включает графический редактор QDraft, который обеспечивает подготовку двумерных геометрий (2D) или их импорт из графических систем через *.dxf или *.igs (IGES) форматы (подробнее см. QDraft: подготовка 2D геометрии). Графическая система QShape служит для импорта 3D геометрических моделей из твердотельных CAD систем через *.step или *.igs (IGES) (твердотельный MSBO — Manifold Solid Body Object) или из поверхностных CAD через *.igs (IGES) (обрезанные поверхности Trimmed surfaces), а также имеет возможность создавать трехмерные тела вращением и выдавливанием плоских контуров.

Очень важно правильно учитывать объем заготовки для расчета процессов теплой и особенно горячей деформации. Некоторые рекомендации по учету изменения объема заготовки даны в руководстве (подробнее см. Дополнительные возможности QShape).

Помимо расчета пластической деформации заготовок в процессах формоизменения QForm обеспечивает решение связанных механических задач на контактах между заготовками и инструментами, а также расчет составных инструментов. Поэтому для расчета может быть подготовлен как единый, так и составной инструмент.

Подготовка проекта

Любой расчет в программе QForm называется проект. Исходные данные для любого проекта содержатся в следующих разделах панели исходных данных (рис. 2.44).



Рис. 2.44. Набор исходных данных для проекта в QForm

При подготовке проекта к расчету необходимо сформировать исходную информацию по каждому из компонент проекта. Рассмотрим подробнее.

Процесс

В QForm доступны для моделирования следующие процессы и задачи (рис. 2.45):

- деформация (с учетом упругопластических деформаций) подразумевает расчет пластической деформации с учетом упругости материала;
- деформация (с учетом тепловых процессов) подразумевает расчет пластической деформации с учетом тепловыделения от работы деформации и обменом теплом с инструментом и окружающей средой;
- моделируемое тело является вязкопластическим телом с упрочнением и разупрочнением;
- охлаждение/нагрев (термоупругопластическая задача) подразумевает моделирование процессов нагрева внешними источниками или охлаждение под действием окружающей среды. Моделируемое тело может иметь упругопластические свойства. Закалка и отпуск подразумевает расчет термообработки;
- тип задачи: 3D/2D осесимметричная/2D плоская, охватывает все типы деформации в процессах обработки металлов давлением.

Новая операция

Отмена Назад Вперед Готово

Процесс

Название

Операция 1

Тип процесса

☒ Деформация

☐ С учетом упруго-пластических деформаций

☒ С учетом тепловых процессов

☐ Охлаждение/Нагрев

☐ Термо-упруго-пластическая задача

☐ Закалка

☐ Отпуск

☐ Раскатка колец

☐ Раскатка колёс

☐ Экструзия

Тип задачи

☒ 3D

☐ 2D осесимметричная

☐ 2D плоская

Рис. 2.45. Выбор условий моделирования

Геометрия

Исходная геометрия импортируется командой Загрузить из файла из специальных файлов с расширением *.crs и *.shl, подготовленных в программах QDraft и QShape соответственно. 2D геометрия загружается из файлов *.crs, а 3D — из файлов *.shl. На рис. 2.46 представлены исходная геометрия для моделирования плоской деформации (слева), осесимметричной (в центре) и объемной (справа).

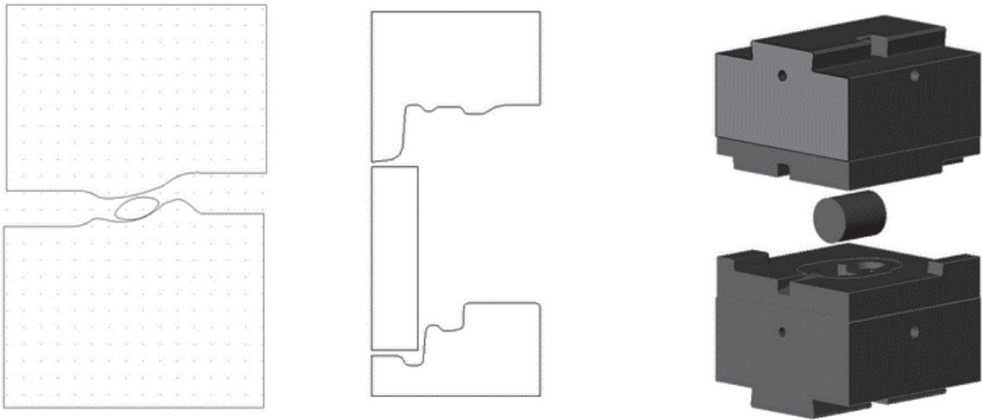


Рис. 2.46. Исходная геометрия для моделирования плоской деформации (слева), осесимметричной (в центре) и объемной (справа)

Параметры заготовки

В параметры заготовки, необходимые для расчета, входят следующие данные (см. рис. 2.47–2.49):

- Материал заготовки;
- Температура;
- Порошковый материал (при активации порошкового материала необходимо задать относительную плотность материала);
- Накопленная степень деформации (введение какого-либо значения в поле Накопленная деформация означает задание равномерной начальной степени деформации по заготовке);

Параметры заготовки	
Материал	Steels\Carbon steels\C45 (1-0503)
Порошковый материал	<input type="checkbox"/>
Температура	1200
Накопленная степень деф-ции	0

Свойства

Рис. 2.47. Выбор температуры и материала заготовки

- Материал заготовки выбирается из БД деформируемых материалов. На рис. 2.48 показана стандартная база данных материалов, которая поставляется с дистрибутивом QForm.

Деформируемые материалы

Назначить Создать Сохранить Сохранить как... Удалить Standart:

Файл проекта
Отсутствующие в БД
База данных
Стандартные
Al-alloys
Cu-alloys
Mg-alloys
Ni-alloys
Other
Steels
Carbon steels
35S20 (1-0726)
C10 (1-0301)
C10 (1-0301) cold
C15 (1-0401)
C15 (1-0401) cold
C22 (1-0402)
C22 (1-0402) cold
C25 (1-0406)
C30 (1-0528)
C30 (1-0528) cold
C35 (1-0501)
C35 (1-0501) cold
C40 (1-0511)
C45 (1-0503)
C45 (1-0503) cold
C45W (1-1730)
C4C (1-0303) cold
C50 (1-0540) cold
C50D (1-0586)

Свойства

Сопротивление деформации
Плотность
Теплопроводность
Теплоемкость
Температура плавления
Химический состав

Табличная функция Редактировать

☒ Сопротивление деформации

☒ Плотность
Постоянная величина 7514 кг/м³

☒ Теплопроводность
Постоянная величина 26.8 Вт/мК

☒ Теплоемкость
Постоянная величина 637.4 Дж/кгК

☒ Температура плавления
Постоянная величина 1539 °C

☐ Модуль Юнга

☐ Коэфф. Пуассона

☒ Коэф. теплового расширения
Постоянная величина 1.11914e-5 1/°C

☒ Химический состав
Редактировать

Комментарий
A. Hensel, T. Spittel, Kraft- und Arbeitsbedarf bildsamer Formgebungsverfahren, Leipzig, 1978

Рис. 2.48. Выбор материала заготовки

Свойства

и накопленной степени деформации

Параметры инструмента

В параметры инструментов входит широкий набор данных (рис. 2.50).

Параметры инструментов

Рис. 2.50. Исходные параметры для проекта

В закладке показан набор исходных параметров для проекта, в котором используется 2 инструмента: верхний T1 и нижний T2.

Количество инструментов не ограничено и задается в разделе Геометрия.

Для каждого из инструментов можно задать или активировать следующие данные:

Совместная деформация (рис. 2.51).

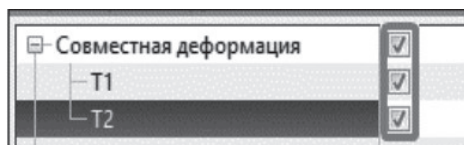


Рис. 2.51. Задание Совместной деформации

Расчет без активации Совместной деформации означает расчет пластической деформации заготовки абсолютно жестким инструментом.

Активация Совместной деформации означает запуск на счет пластической деформации заготовки упругопластическим инструментом. Форма контакта между инструментом и заготовкой будет меняться с учетом упругой деформации инструмента.

Совместная деформация может быть активирована для отдельных инструментов.

Теплообмен с заготовкой (рис. 2.52).

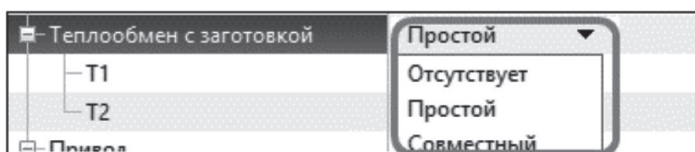


Рис. 2.52. Задание теплообмена с заготовкой

Теплообмен с заготовкой также может быть задан отдельно или для всех инструментов одинаковым. По умолчанию учитывается простой теплообмен. Отсутствие теплообмена означает, что условия теплообмена на поверхности заготовки, контактирующей с инструментом, соответствуют теплообмену с окружающей средой. То есть если, например, окружающая среда — *воздух*, то на контакте с инструментом заготовка охлаждается, как на воздухе. При простом теплообмене ре-

шается совместная тепловая задача с инструментом, при этом температура инструмента рассчитывается только на контактирующей с заготовкой поверхности.

При совместном теплообмене решается совместная тепловая задача с инструментом, при этом температура инструмента рассчитывается во всем объеме.

Привод

Задание привода осуществляется выбором оборудования или привода из БД оборудования. В базе данных оборудования хранятся все типы кузнечного оборудования: механические, гидравлические, винтовые прессы и молоты. Также в базе данных имеются специальные приводы: неподвижный, силовой/гидравлический/пружинный прижимы, вращательные приводы. Реализован интерфейс задания параметров каждого привода (рис. 2.53).



Рис. 2.53. Задание параметров привода

В показанном примере из базы данных выбран для $T1$ — механический пресс 25 MN , а для $T2$ — неподвижный привод (рис. 2.54).

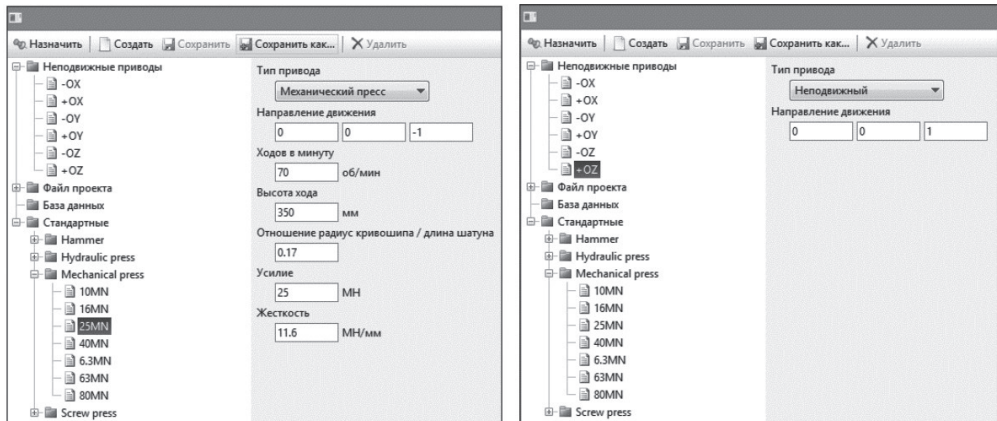


Рис. 2.54. Приводы, выбранные для верхнего инструмента $T1$ — механический пресс 25 MN (слева) и для нижнего инструмента $T2$ — неподвижный инструмент с направлением движения вдоль оси $0Z$ (справа)

Для неподвижного привода тоже задано направление, которое используется при автоматическом позиционировании инструментов перед расчетом.

Смазка

Смазка задается для каждого из инструментов выбором из БД смазок (рис. 2.55).

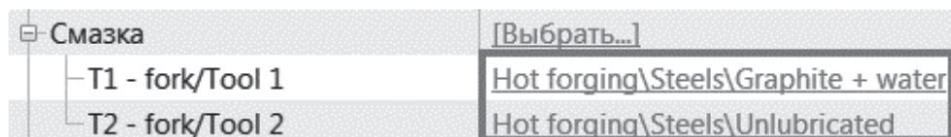


Рис. 2.55. Задание смазки

Для разных инструментов могут быть заданы разные смазки. Смазка определяет значения коэффициента теплопередачи и фактора трения.

Материал

Материал инструмента задается для каждого из инструментов выбором из БД материалов инструмента (рис. 2.56).

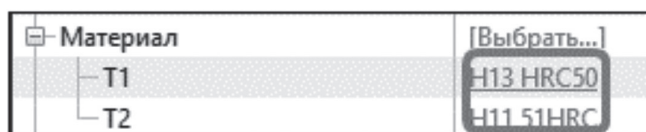


Рис. 2.56. Задание материала для инструмента

Материал инструмента содержит собственные механические и теплофизические свойства.

Температура

Задается средняя температура нагрева каждого инструмента перед расчетом (рис. 2.57).

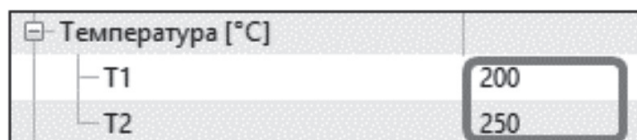


Рис. 2.57. Задание температуры инструмента

Подпружиненный инструмент

Каждый из инструментов дополнительно к основному приводу может быть подпружиненным (рис. 2.58).

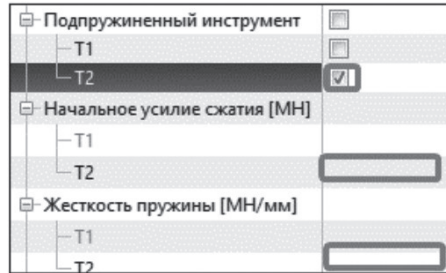


Рис. 2.58. Задание подпружиненного инструмента

Для подпружиненного инструмента необходимо задавать начальное усилие сжатия [МН] и жесткость пружины [МН/мм].

Свести в контакт

В этой строке задаются дополнительные управляющие параметры для автоматического сведения инструментов в контакт с заготовкой (рис. 2.59).



Рис. 2.59. Задание сведения инструментов в контакт с заготовкой

С отводом назад — перед автоматическим сведением инструменты разводятся.

Без отвода — инструменты сводятся из положения, заданного в исходном геометрическом файле.

Не сводить — инструменты не сводятся.

Условия остановки

Условия остановки моделирования процесса выбираются из пункта меню Добавить условие. Условие выбирается из появляющегося меню (см. рис. 2.60).

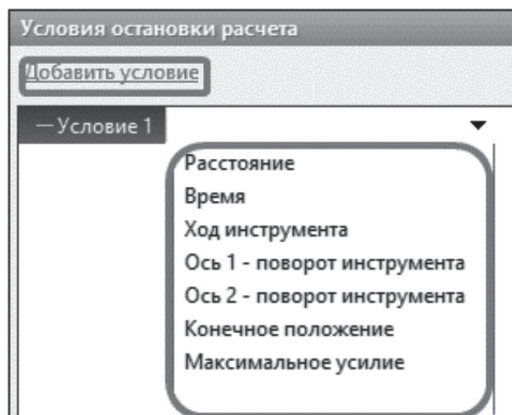


Рис. 2.60. Задание условия остановки

Расстояние — задается расстояние между инструментами, мм;

Время — задается физическое время процесса, с;

Ход инструмента — задается перемещение инструмента с приводом, мм;

Ось1/Ось2 — задается угол поворота инструмента вокруг оси 1 или оси 2;

Конечное положение — моделирование останавливается при достижении положения, заданного при позиционировании;

Максимальное усилие — расчет останавливается при достижении заданного усилия на приводном инструменте. Условий остановки может быть несколько.

Граничные условия

Граничные условия могут быть заданы как дополнительные условия моделирования для разных объектов:

- Окружающая среда;
- Заготовка;
- Инструменты.

Под Окружающей средой понимается теплофизическая среда, с которой соприкасаются заготовки и инструменты. Свойства Окружающей среды хранятся в базе данных Стандартных сред.

По умолчанию для окружающей среды задан воздух 20 °С (см. рис. 2.61).

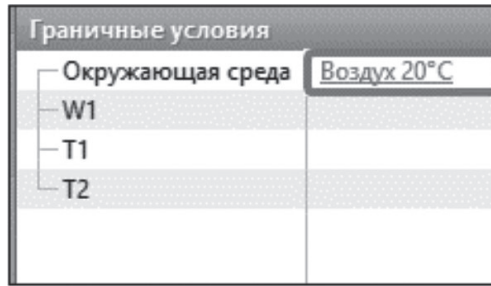


Рис. 2.61. Задание граничных условий

При выборе этой среды открывается окно базы данных Стандартных сред (рис. 2.62).

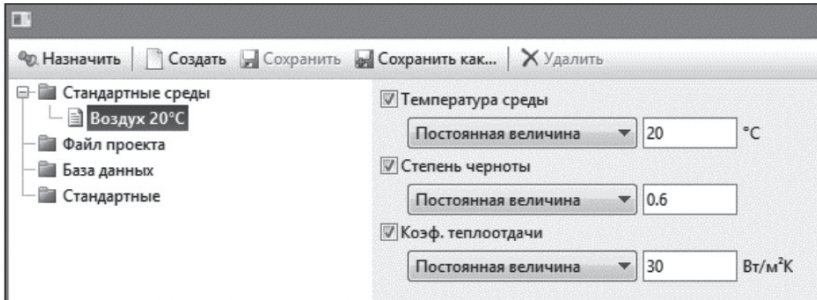


Рис. 2.62. Окно базы данных Стандартных сред

Окружающая среда содержит условия охлаждения для заготовки и инструментов при их контакте с окружающей средой. Окружающей средой может быть воздух, специальный газ или охлаждающая жидкость.

Для среды в этой базе данных необходимо задавать:

- температуру среды;
- степень черноты;
- коэффициент теплоотдачи.

Для заготовок ($W1$) и инструментов ($T1$, $T2$) граничные условия выбираются из соответствующих списков. Локальные граничные условия для заготовок и инструментов задаются с помощью боксов в интерактивном режиме.

Граничные условия для заготовок и инструментов представлены на рис. 2.63.

Удары

Папка Удары предназначена для задания таблицы ударов при многоударной штамповке или ковке в одних и тех же штампах (рис. 2.64).

Как частный случай рассматривается один переход (удар) штамповки.

При единичном ударе в таблице задается время транспортировки заготовки от печи до штампов и время паузы перед ударом штампов.

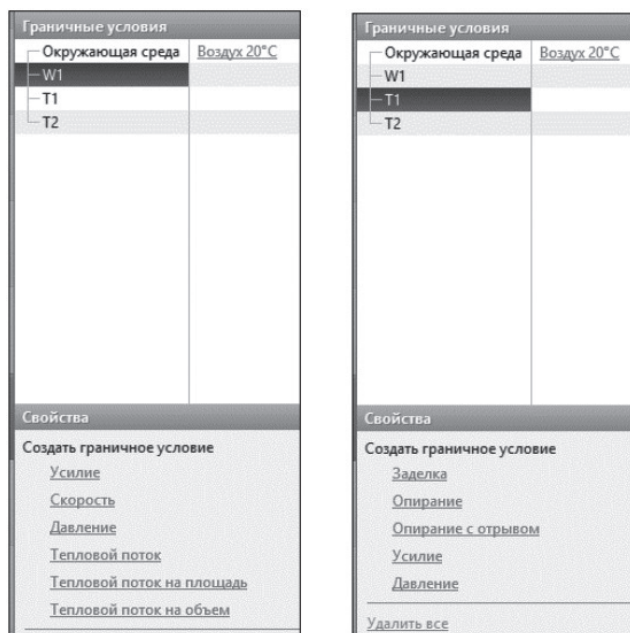


Рис. 2.63. Доступные граничные условия для заготовок (слева) и для инструментов (справа)

Удары	
Число ударов	1
<input type="checkbox"/> Просчитывать все удары	
Удары	1
Охл. на воздухе [с]	0
Охл. в инструменте [с]	0
Процент энергии [%s]	100

Рис. 2.64. Таблица задания количества ударов при штамповке

Время транспортировки используется для расчета охлаждения заготовки под действием окружающей среды, а время паузы — для рас-

чета охлаждения заготовки при контакте с нижним штампом и окружающей средой. Процент энергии — относительная энергия удара — используется при штамповке на молоте и винтовом прессе.

Таблица также может быть использована для подготовки моделирования ковочной операции протяжки для задания подач и кантовок заготовки во времяковки. Более подробно о моделированииковки см. в разделе «Протяжка иковка».

Параметры процесса

Папка Параметры расчета содержит наибольшее количество информации, которая может быть свернута в следующие группы (рис. 2.65).

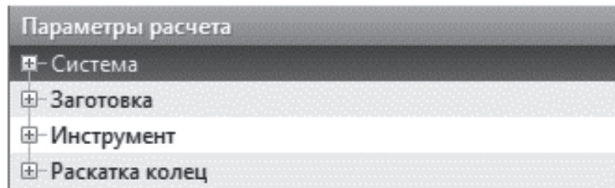


Рис. 2.65. Параметры расчета

Основной принцип данных из папки Параметры расчета это принцип умолчания, т. е. все данные, необходимые для расчета, уже содержатся в этой папке с заранее заданными в системе значениями. Но пользователь может менять любые предустановленные значения.

В строке Система открывается команда Ручное позиционирование.

Если эта команда активна при запуске на расчет проекта, то откроется окно позиционирования объектов (рис. 2.66).

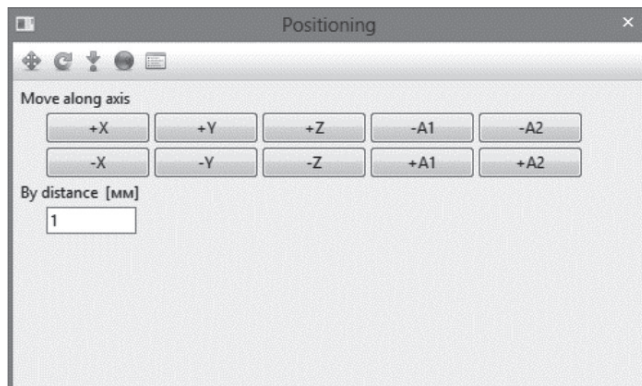


Рис. 2.66. Окно позиционирования объектов

В развернутом виде Параметры расчета содержат следующие данные, используемые по умолчанию (рис. 2.67).

Система		Заготовка	
<div> <div>Система</div> <div> <div>Ручное позиционирование</div> <div> <div>При выборе этой команды открывается дополнительная строка</div> <div>Останавливать всегда.</div> </div> </div> </div> <div> <div>Параметры расчета</div> <div> <div>Система</div> <div> <div>Ручное позиционирование</div> <div>Останавливать всегда</div> </div> </div> </div>		<div> <div>Параметры расчета</div> <div> <div>Система</div> <div>Заготовка</div> <div> <div>Метод интегрирования</div> <div> <div>Явный</div> <div>Неявный</div> </div> <div>Метод теплового расчета</div> <div> <div>Вороной</div> <div>Конечных элементов</div> </div> <div>Шаг расчета</div> <div> <div>Макс. приращение деформации</div> <div>Макс. приращение времени [с]</div> <div>Постоянный шаг по времени (деформация) [с]</div> <div>Постоянный шаг по времени (тепловой) [с]</div> <div>Постоянный шаг по времени (инструмент) [с]</div> </div> <div>Итерации</div> <div> <div>Норма скоростей</div> <div>Норма напряжений</div> <div>Макс. число итераций</div> <div>Максимальное число отрывов</div> <div>Доля напряжения отрыва</div> </div> <div>Адаптация в заготовке</div> <div> <div>Множитель адаптации</div> <div>Предельная адаптация</div> <div>Козф. разгонки</div> <div>Адаптация по скорости</div> <div>Адаптация по напряжению</div> <div>Адаптация по температуре</div> <div>Минимальный размер элемента [мм]</div> <div>Максимальный размер элемента [мм]</div> <div>Минимальное число слоев элементов</div> <div>Минимальная толщина материала [мм]</div> </div> <div>Учитывать массовые характеристики</div> <div> <div>Вес</div> <div>Инерция</div> <div>Трение между заготовками</div> <div>Сохранение объема</div> <div>Козф. преобразования работы деф-ции в тепло</div> <div>Козф. преобразования работы трения в тепло</div> <div>Минимальный процент свободной поверхности</div> <div>Вращательное движение</div> <div>Макс. кол-во шагов между разбиениями</div> <div>Многошаговый сдвиг</div> <div>Предварительная кантовка</div> </div> </div> </div> </div>	

Инструмент		Раскатка колец	
<div> <div>Параметры расчета</div> <div> <div>Система</div> <div>Заготовка</div> <div>Инструмент</div> <div> <div>Учитывать взаимодействие инструментов</div> <div>Итерации</div> <div> <div>Макс. число итераций</div> <div>Относительная точность решения</div> <div>Максимальное число отрывов</div> <div>Доля напряжения отрыва</div> </div> <div>Адаптация в инструменте</div> <div> <div>Множитель адаптации</div> <div>Предельная адаптация</div> <div>Козф. разгонки</div> <div>Минимальный размер элемента [мм]</div> <div>Максимальный размер элемента [мм]</div> <div>Трение между инструментами</div> <div>Расчет износа</div> </div> </div> </div> </div>		<div> <div>Параметры расчета</div> <div> <div>Система</div> <div>Заготовка</div> <div>Инструмент</div> <div>Раскатка колец</div> <div> <div>Рабочая адаптация</div> <div>Геометрическая адаптация</div> <div>Контактный угол [°]</div> <div>Множитель контактной дистанции</div> <div>Количество шагов на оборот</div> <div>Скорость роста диаметра [мм/с]</div> <div>Конечный диаметр [мм]</div> <div>Конечная высота [мм]</div> <div>Конечная толщина [мм]</div> <div>Скорость главного вала [об/мин]</div> <div>Двухлетовой стан</div> </div> </div> </div>	

Рис. 2.67. Параметры расчета с развернутыми группами данных: Система; Заготовка; Инструмент; Раскатка колец

Запуск расчета и остановка проекта

После подготовки проекта он может быть запущен на расчет. Имя проекту задается после нажатия кнопки Расчет на панели управления, показанной на рис. 2.68.

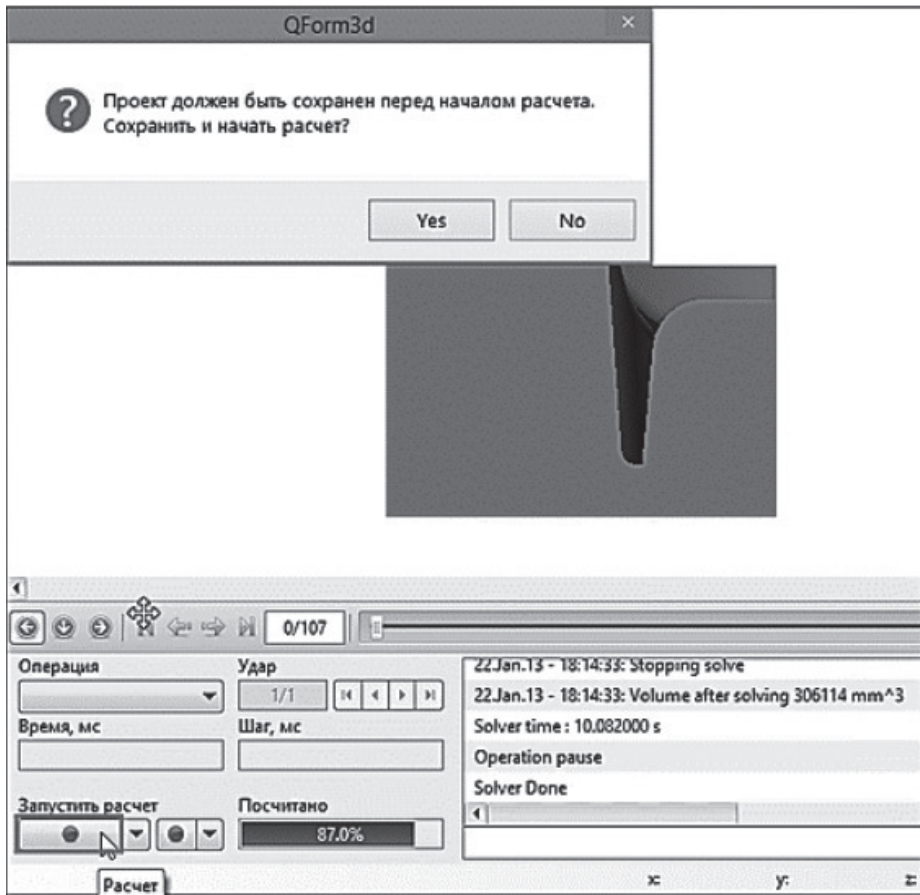


Рис. 2.68. Кнопки управления расчетом
(выделена кнопка запуска моделирования)

После задания и сохранения имени проекта в окне сохранения, как показано на рис. 2.69, программа начинает моделирование. Кнопка Расчет меняется на кнопку Остановить расчет. При ее нажатии моделирование может быть остановлено как после текущего шага, так и немедленно.

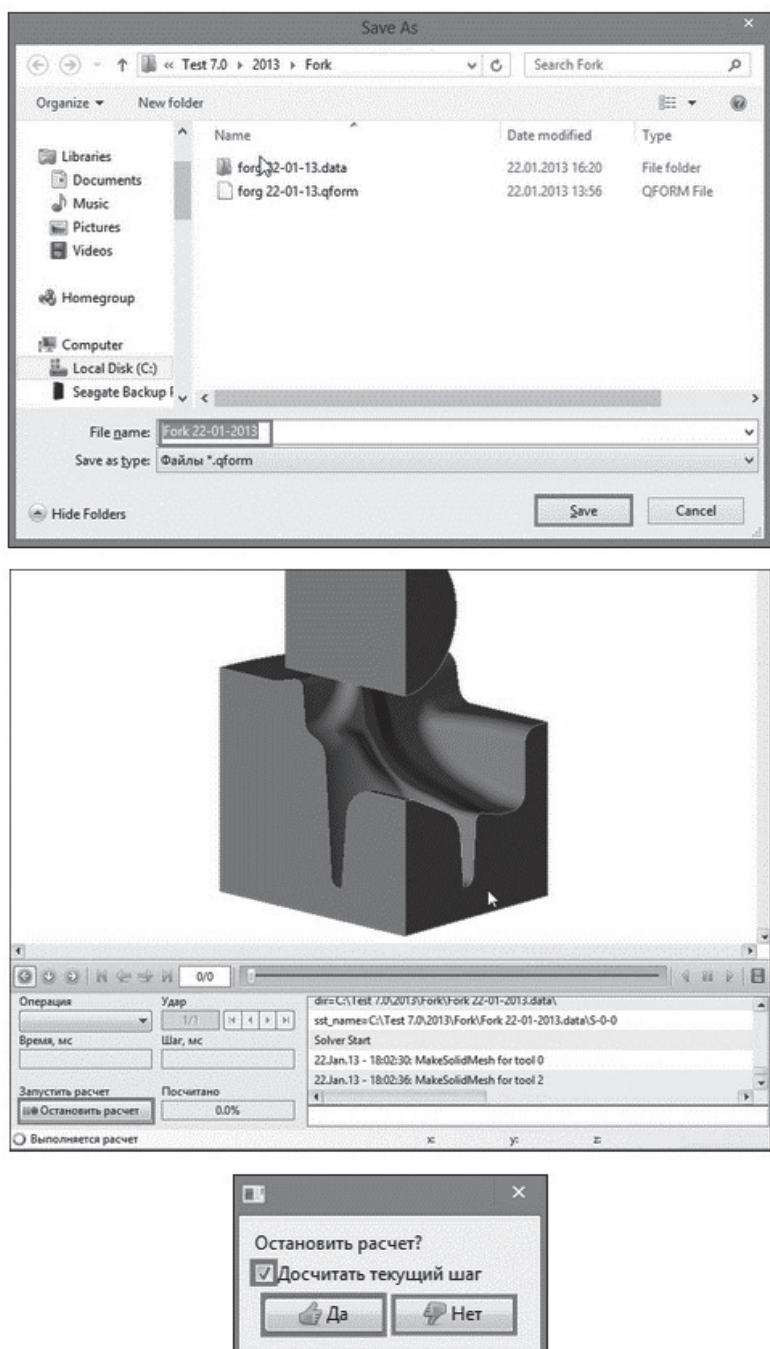


Рис. 2.69. Кнопки управления расчетом: окно сохранения проекта (сверху), кнопка останова расчета (в центре) и окно останова расчета (снизу)

После остановки расчета или паузы в расчете возможно его продолжение после нажатия кнопки Расчет по трем вариантам (рис. 2.70).

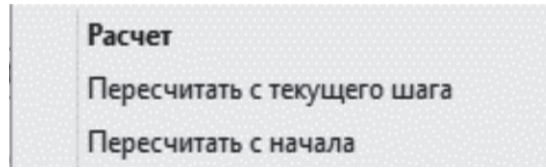


Рис. 2.70. Расчет по трем вариантам

Строка Расчет означает продолжение с последнего шага записанного расчета. Пересчитать с текущего шага означает, что может быть выбран любой шаг расчета для продолжения.

2.3. Сравнение программ DEFORM и QFORM

Обе программы позволяют моделировать процессы обработки металлов давлением любой сложности, включая процессы термообработки. Однако, каждая из них имеет свои преимущества и недостатки.

Преимущества программы Deform по сравнению с программой QForm:

- 1) расчет операций механообработки;
- 2) расчет микроструктуры при термообработке — включает определение размера зерна, процента рекристаллизованных зерен, ориентацию зерен, текстуру металла;
- 3) новый модуль Design of Experiments — позволяет выполнить расчет в полуавтоматическом режиме серии экспериментов с определением оптимальных данных процесса с построением 3D графика;
- 4) изменение свойств вследствие появления оксидной пленки;
- 5) более широкие возможности моделирования различных видов движения инструмента.

Преимущества программы QForm по сравнению с программой Deform:

- 1) расчет термообработки без учета фазовых превращений и получение полей НДС, коробления изделия, изменения размеров зерна;
- 2) более удобный и простой интерфейс (изначально на русском языке). Pre- и Postprocessor и все модули объединены с расчетным мо-

дулем, что упрощает постановку задачи и наблюдение за процессом расчета;

- 3) базы данных материалов включают российский стандарт ГОСТ;
- 4) в QForm используется автоматический генератор КЭ сеток и автоматический подбор шага расчета. Это обеспечивает более точный расчет;
- 5) как показывает практика, выше скорость расчета при равной точности;
- 6) в программном комплексе QForm имеется возможность задания пользовательских функций при помощи языка программирования Lua;
- 7) ниже цена.

3. МОДЕРНИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ НА ОСНОВЕ РЕЗУЛЬТАТОВ КОНЕЧНО-ЭЛЕМЕНТНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

3.1. Исследование и модернизация процессов интенсивной пластической деформации

Высокие эксплуатационные характеристики изделиям металлургического производства можно обеспечить формированием субмикроструктурной структуры. Сегал В. М. и Щукин В. Я. разработали новый способ пластической деформации простым сдвигом [6], названный способом равноканального углового (РКУ) прессования. Особенностью способа является пластическая проработка структуры металла без изменения формы и размеров заготовки. В процессах РКУ прессования, в некоторых комбинированных и совмещенных процессах обработки металлов давлением, характеризующихся интенсивной знакопеременной деформацией, можно получать ультрамелкозернистые (УМЗ) и наноструктурные (НС) материалы с уникальными свойствами. В ряде работ авторы предложили механизмы и модели проявления нового эффекта структурообразования [7, 8]. Актуальной задачей является разработка инновационных процессов обработки металлов давлением, обеспечивающих рациональные потоки металла и способствующие достижению требуемой структуры свойств в готовых изделиях [7, 8]. Постановка задачи и компьютерное моделирование новых процессов способствуют их освоению в промышленности.

Особенностью способа РКУ прессования является пластическая обработка структуры металла без изменения формы и размеров заготовки. Было установлено, что предложенный способ интенсивной сдвиговой деформации, локализованной на стыке каналов ab , способствует благоприятному структурообразованию, а именно образованию субзерен с большой угловой разориентировкой на субграницах и уменьшению размера зерна после рекристаллизации [7]. Изменение формы структурного элемента при РКУ прессовании показано на рис. 3.1. Пластическая деформация осуществляется в узкой локализованной области.

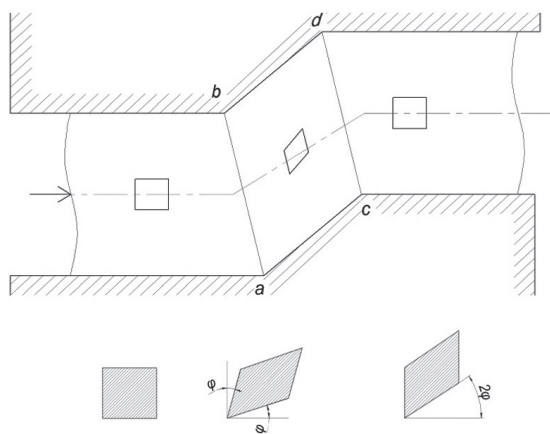


Рис. 3.1. Изменение формы структурного элемента при РКУ прессовании

При прохождении частицы через плоскость сдвига (ab) при прессовании происходит простой сдвиг, который включает чистый сдвиг и жесткий поворот элемента против часовой стрелки на угол φ . На участке $abcd$ элемент перемещается вдоль траектории без изменения формы, а на плоскости разрыва скоростей cd происходит сдвиг, сопровождаемый жестким поворотом элемента по часовой стрелке, при этом элемент приобретает первоначальную форму. Это обстоятельство имеет важное значение для понимания процесса структурообразования при интенсивной знакопеременной пластической деформации.

3.1.1. Исследование процесса равноканального углового прессования

С целью обеспечения непрерывности процесса получения материалов с УМЗ зеренной структурой был разработан способ обработки

металлов давлением — совмещенный процесс «прессование — волочение» (см. рис. 3.2) с интенсивной знакопеременной деформацией на наклонном участке равноканальной ступенчатой матрицы.

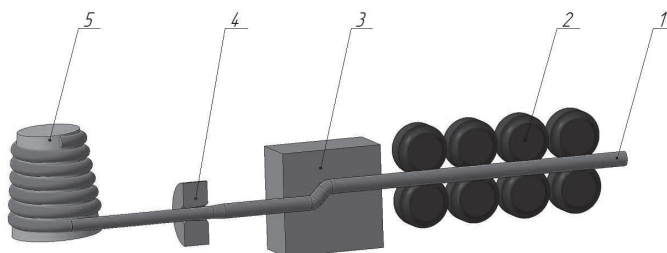


Рис. 3.2. Схема совмещенного процесса «прессование — волочение»²:

1 — заготовка; 2 — задающее устройство; 3 — равноканальная матрица;
4 — волока; 5 — волочильный барабан

Предварительно заостренный конец заготовки устройством 2 задается в равноканальную матрицу 3, а затем в калибрующую волоку 4. Процесс задачи металла мало отличается от задачи проволоки в волоку при стандартном процессе волочения. После того как конец изделия выйдет из волоки, он закрепляется с помощью захватывающих клещей и наматывается на барабан волочильного стана. Процесс протягивания заготовки через равноканальную ступенчатую матрицу и калибрующую волоку реализуется за счет приложения к концу заготовки вытягивающей силы. Было установлено, что при протягивании проволоки 1 через равноканальную ступенчатую матрицу 3 с помощью барабана 5 наблюдается неполное заполнение канала матрицы и образуется овализация сечения проволоки, поэтому обеспечить требуемую точность размеров затруднительно. Однако, применение устройства 2 для подачи катанки в равноканальную матрицу в режиме прессования способствовало повышению однородности деформации и точности размеров проволоки. Применение волоки 4 позволяет получать проволоку прецизионных размеров.

² Работа выполнена в соответствии с договором о сотрудничестве между Карагандинским государственным индустриальным университетом и ФГАОУ ВПО «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б. Н. Ельцина» по теме «Разработка и исследование совмещенного процесса равноканального углового прессования — волочения с целью получения УДЗ структуры» (научные руководители профессор А. Б. Найзабеков и профессор А. А. Богатов).

Для процесса равноканального углового прессования — волочения было выполнено компьютерное моделирование в программном комплексе DEFORM 3D (рис. 3.3). Исходные данные для моделирования: материал катанки — алюминий; диаметр катанки на входе в матрицу равен $d_0 = 7$ мм; конечный диаметр проволоки $d_1 = 6$ мм; диаметр канала равноканальной ступенчатой матрицы $d_k = 7$ мм; угол пересечения горизонтальных и соединяющего их канала $\theta = 135^\circ$; диаметр проволоки $d_b = 6$ мм; скорость волочения $v_b = 94$ м/мин.

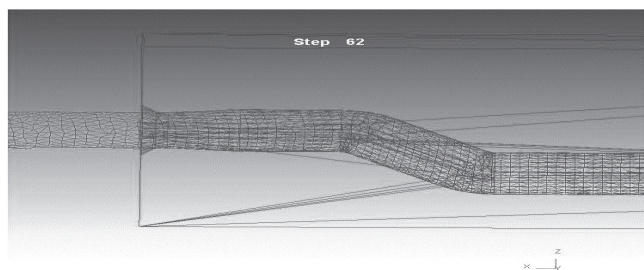


Рис. 3.3. Результаты моделирования совмещенного процесса «прессование — волочение» с задним подпором

Моделирование осуществлялось в изотермических условиях. Анализ результатов моделирования показал, что при использовании задающего устройства 2 (см. рис. 3.2) в совмещенном процессе прокатка—прессование удастся добиться полного заполнения канала матрицы, равномерного распределения деформации в поперечном сечении прессованного изделия, исключения обрыва заготовки на выходе из матрицы (при условии согласования скоростей задающего устройства и скорости наматывающего барабана), а также повышения точности размеров и формы проволоки после деформации в волоке 4 (см. рис. 3.2).

Лабораторный эксперимент был проведен на промышленном волочильном стане *В-1/550 М*. Исходным материалом служила алюминиевая катанка диаметром 7 мм. Для осуществления первого цикла деформирования перед проволокой с рабочим диаметром 6,5 мм была закреплена равноканальная ступенчатая матрица с диаметром каналов равным 7 мм и углом стыка каналов матрицы равным 135° (см. рис. 3.4). Матрица была расположена в контейнере для смазки (см. рис. 3.5).

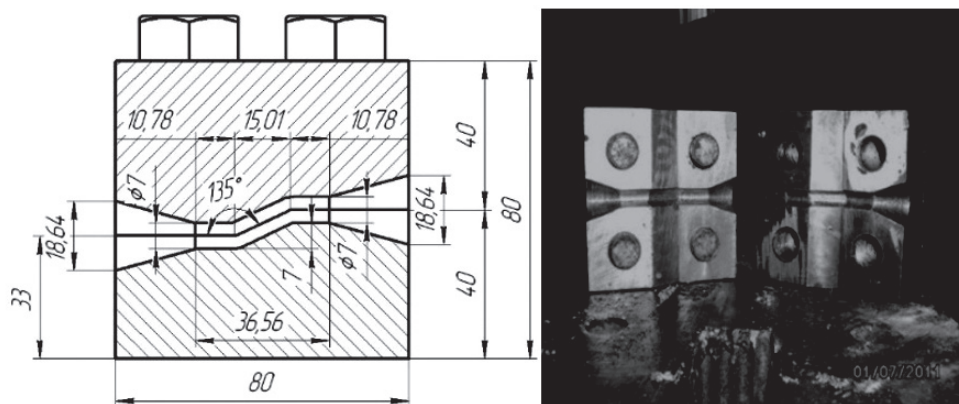


Рис. 3.4. Равноканальная ступенчатая матрица

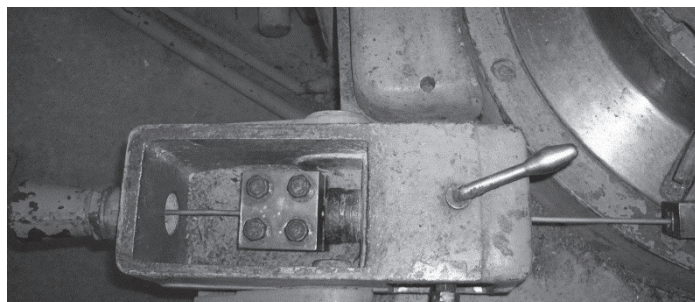


Рис. 3.5. Расположение матрицы в оснастке волочильного стана.

В качестве смазки использовали стружку мыла

Второй и третий циклы обработки осуществлялись на проволоке с диаметром соответственно 6,5 и 6,0 мм. Равноканальные ступенчатые матрицы на втором и третьем цикле имели диаметр 6,5 и 6,0 мм, а волокна имели соответственно рабочий диаметр 6,0 и 5,5 мм.

Сравнительные результаты исследования микроструктуры катанки приведены на рис. 3.6, а, проволоки размером 5,5 мм после волочения с деформацией в равноканальной ступенчатой матрице — на рис. 3.6, б, а также после трех циклов деформационной обработки традиционного волочения — на рис. 3.6, в. Видно, что в исходном состоянии средний размер зерна равен 40–50 мкм, после волочения 10–15 мкм, а после равноканального прессования — волочения составляет 1–4 мкм. Причем после традиционного волочения наблюдается аксиальная текстура, так как зерна вытягиваются вдоль оси проволоки, а после равноканального прессования — волочения зерна имеют глобулярную форму.

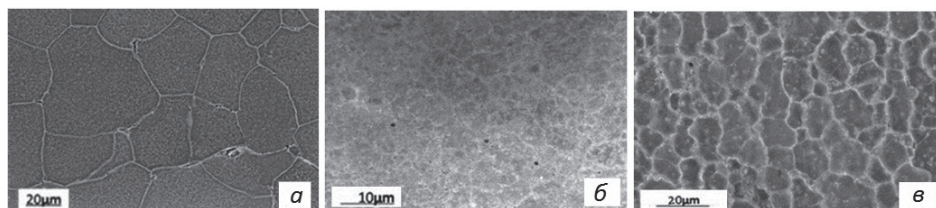


Рис. 3.6. Сравнительный анализ структуры заготовки в поперечном сечении: *a* — до волочения; *б* — после равноканального прессования — волочения; *в* — после традиционного волочения

Таким образом, при интенсивной знакопеременной пластической деформации в процессах равноканального углового прессования — волочения и знакопеременного кручения структурные элементы в заготовке подвергаются интенсивной сдвиговой деформации, при этом форма и их размеры изменяются незначительно. Благодаря этому образуются субзерна с большой угловой разориентировкой и высокой подвижностью границ. Такие субзерна называются полигонизованными и служат центрами рекристаллизации. В результате создаются условия для формирования УМЗ структуры.

3.1.2. Исследование напряженно-деформированного состояния при толстолистовой прокатке

Разработка компьютерной модели технологического процесса толстолистовой прокатки осуществлялась с учетом сортамента производимых сталей и технологических возможностей оборудования листопркатного стана 5000 ПАО «Магнитогорский металлургический комбинат» (ПАО «ММК»). Для изучения были выбраны три прохода прокатки на стане 5000 ПАО «ММК», а именно первый, тринадцатый и двадцать первый проходы: на 1-м проходе начальная высота непрерывно-литого сляба равна $h_0^1 = 300$ мм, на тринадцатом проходе — $h_0^{13} = 67,4$ мм и на двадцать первом — $h_0^{21} = 30,5$ мм. Значения показателя трения ψ (по Зибелю) для тринадцатого прохода варьировали на трех уровнях: $\psi = 0,6; 0,7; 0,8$, а для 1-го и 21-го проходов на одном уровне $\psi = 0,8$. Результаты расчета размеров очага деформации, положения нейтрального сечения, степени деформации для девяти частиц, имеющих различную высотную координату $0 \leq \frac{2y}{h_0} \leq 1$, получен-

ные с помощью программ DEFORM-3D и QForm, сравнивались с аналогичными характеристиками, полученными по известным фор-

мулам. В соответствии с методом тонких сечений деформация при прокатке считается монотонной и однородной, а степень деформации определяется по конечному изменению размеров листа — $\varepsilon_0 = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{\varepsilon_2^2 + \varepsilon_2 \cdot \varepsilon_3 + \varepsilon_3^2}$, где $\varepsilon_3 = -\ln \frac{h_0}{h_1}$, $\varepsilon_2 = \ln \frac{b_1}{b_0}$, h_0 и h_1 , b_0 и b_1 — начальная и конечная высота и ширина листа соответственно. Пренебрегая уширением, получили $\varepsilon_0 = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{h_0}{h_1}$.

Поле скоростей, определенное по программам DEFORM-3D и QForm и представленное изолиниями на рис. 3.7, а, не подтверждает гипотезу плоских сечений. Видно, что в приконтактной области под воздействием напряжения трения градиент осевой составляющей вектора скорости частиц меньше, чем для центральной области очага деформации. Оценка неоднородности степени деформации ε_{ui} по высоте листа выполнялась для девяти частиц металла: (P1... P9), где P1 — частица на контакте заготовки с валком ($z = h/2$); P9 — частица на плоскости симметрии ($z = 0$) (см. рис. 3.7, б).

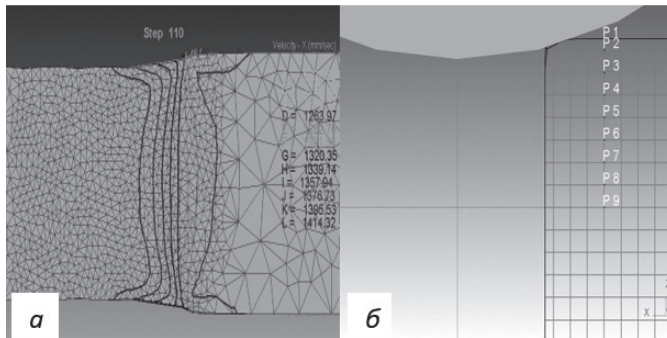


Рис. 3.7. Поле скоростей осевой составляющей скорости частиц металла

Среднее значение степени деформации в сечении после прокатки определялось из выражения $\bar{\varepsilon}_u = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \varepsilon_{ui}$, где i — номер частицы. Неравномерность деформации по высоте листа оценивалась с помощью коэффициента вариации $S/\bar{\varepsilon}_u$, где $S = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n [(\varepsilon_{ui} - \bar{\varepsilon}_u)^2]^{1/2}$ — среднеквадратичное отклонение степени деформации. Результаты расчетов для трех указанных выше проходов прокатки представлены в табл. 3.1.

Таблица 3.1

Результаты исследований

Номер прохо- да	Метод расчета	h_0 , мм	Δh_i , мм	ψ	T , °C	l , мм	l/h_{cp}	b_0 , мм	b_1 , мм	Δb , мм	α , град.	γ , град.	$l_{оп}$, мм	ε_u
1	DEFORM-3D					139,90	0,49		2723,46	23,46	14,61	5,65	54,41	0,320
	QForm	300,0	36	0,8	1172	143,15	0,54	2700	2724,07	24,07	15,10	4,26	40,85	0,310
	Метод тонких сечений					140,71	0,49		2706,33	6,33	14,66	5,94	50,67	0,256
13	DEFORM-3D					59,17	0,92		4495,87	5,87	6,25	2,87	27,62	0,222
	QForm	67,4	6,5	0,8	890	65,62	0,94	4490	4494,83	4,83	6,85	1,83	20,61	0,226
	Метод тонких сечений					59,79	0,93		4492,64	2,64	6,23	2,86	27,51	0,203
13	DEFORM-3D					59,17	0,92		4494,15	4,15	6,25	2,84	27,28	0,220
	QForm	67,4	6,5	0,7	890	64,70	1,01	4490	4494,24	4,24	6,76	1,90	21,84	0,227
	Метод тонких сечений					59,79	0,93		4492,59	2,59	6,23	2,84	27,26	0,203
13	DEFORM-3D					59,17	0,92		4493,97	3,97	6,25	2,80	26,91	0,219
	QForm	67,4	6,5	0,6	890	65,23	1,02	4490	4493,95	3,95	6,81	2,15	23,67	0,233
	Метод тонких сечений					59,79	0,93		4492,53	2,53	6,23	2,79	26,85	0,203
21	DEFORM-3D					39,50	1,36		4492,10	2,10	4,10	1,96	18,87	0,213
	QForm	30,5	2,8	0,8	868	43,02	1,48	4490	4493,3	3,3	1,48	2,21	21,79	0,225
	Метод тонких сечений					39,24	1,35		4491,61	1,61	4,08	1,94	18,79	0,193

Из табл. 3.1 видно, что параметры очага деформации (длина очага деформации l , а отношение $l/h_{\text{ср}}$, угол захвата α и угол нейтрального сечения γ_n), рассчитанные с помощью программ DEFORM-3D и QForm, мало отличаются от значений параметров, определенных в соответствии с гипотезой тонких сечений.

Относительное уширение заготовки, найденное по программам DEFORM-3D и QForm, в первом проходе составляет $\frac{\Delta b}{b_0} \cdot 100\% = 0,87\%$ и $0,89\%$, в тринадцатом — $0,13\%$ и $0,11\%$, а в двадцать первом — $0,05\%$ и $0,07\%$. Таким образом, в инженерных расчетах уширением листа при прокатке можно пренебречь. На рис. 3.8, а, б представлены значения степени деформации по девяти траекториям частиц, а на рис. 3.9, а, б — значения коэффициента вариации $S/\bar{\varepsilon}_u$, который характеризует неравномерность степени деформации по высоте.

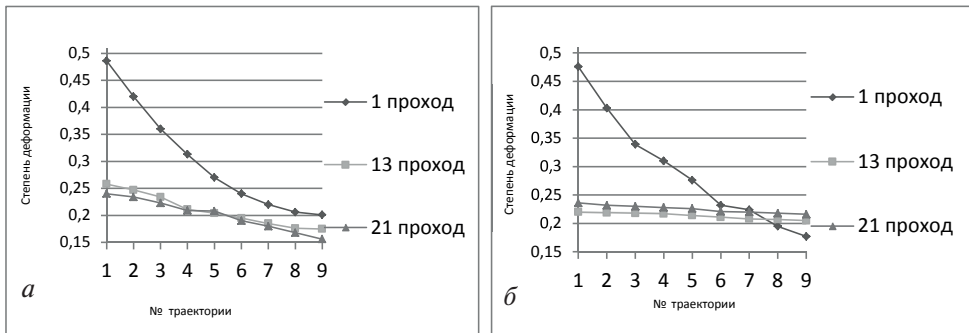


Рис. 3.8. Графики распределения накопленной степени деформации по программам DEFORM-3D — а и QForm — б

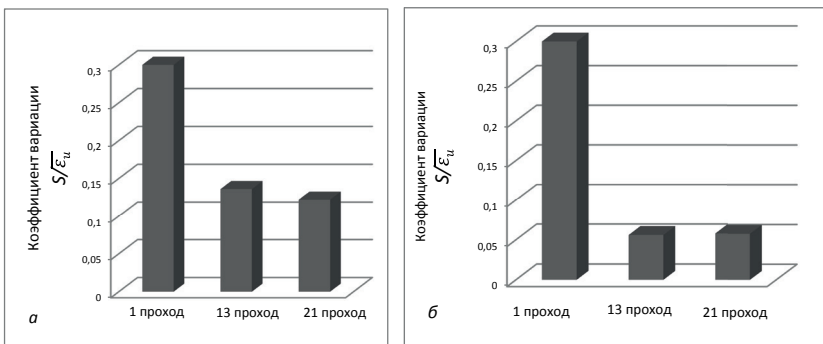


Рис. 3.9. Коэффициент вариации $S/\bar{\varepsilon}_u$, рассчитанный по программам DEFORM-3D — а и QFORM — б

По графикам на рис. 3.8 видно, что для первого прохода ($l/h_{cp} \approx 0,5$) степень деформации на контакте с валком в 2,5 раза больше, чем на плоскости симметрии. Коэффициент вариации $S/\bar{\varepsilon}_u$, рассчитанный по программам DEFORM-3D и QForm, соответственно равен 0,315 и 0,30 (см. рис. 3.9). Эти значения свидетельствуют о значительной неоднородности деформации по высоте полосы. Для 13-го ($l/h_{cp} \approx 0,9$) и 21-го ($l/h \approx 1,35-1,48$) проходов степень деформации в приконтактной области и в центральной зоне листа различаются примерно в 1,1–1,5 раза, а коэффициент вариации равен соответственно 0,13 и 0,12 по DEFORM-3D и 0,06 для обоих проходов по QForm. Сравнение результатов расчета среднего значения степени деформации по высоте $\bar{\varepsilon}_u$, полученные по программам DEFORM-3D и QForm

и по формуле $\varepsilon_0 = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{h_0}{h_l}$, свидетельствуют о том, что предположе-

ние о монотонном и однородном по высоте характере деформации при прокатке неверно.

Для условий плоской деформации и выполнения гипотезы тонких сечений напряженное состояние характеризуется следующим образом: $\sigma_{xy} = \sigma_{yz} = 0$, $\sigma_{yy} = (\sigma_{xx} + \sigma_{zz}) / 2 = \sigma$, здесь $\sigma = \frac{1}{3} \sigma_{ii}$ — среднее нормальное напряжение. Из условия пластичности с учетом значения нормального контактного напряжения [15]: $\sigma_{xy} = \sigma_{yz} = 0, \sigma_{yy} - \sigma = 0$

для зоны отставания

$$p = \frac{2\tau_s}{\mu} \frac{\operatorname{tg} \alpha}{2} \left[(\delta - 1) \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^\delta + 1 \right] - \sigma_{x0} \quad (3.1)$$

и для зоны опережения

$$p = \frac{2\tau_s}{\mu} \frac{\operatorname{tg} \alpha}{2} \left[(\delta + 1) \left(\frac{h_x}{h_l} \right)^\delta - 1 \right] - \sigma_{x1}, \quad (3.2)$$

где μ — коэффициент трения; $\delta = \frac{\mu}{\operatorname{tg} \alpha / 2}$; h_0 , h_l и h_x — начальное, конечное и текущее значения толщины прокатываемой полосы; σ_{x0} , σ_{x1} — напряжение заднего и переднего натяжения. Найдем соответ-

ствующие выражения для $\sigma_{zz} = -p$, $\sigma_{zz} = -p + 2\tau_s$. Тогда показатель напряженного состояния $\frac{\sigma}{T} = -\frac{p}{\tau_s} + 1$ [9]. Для толстолистовой прокатки переднее и заднее натяжения отсутствуют: $\sigma_{x0} = \sigma_{x1} = 0$, тогда показатель напряженного состояния на входе и выходе из очага деформации равен $\frac{\sigma}{T} = -1$, а показатель Лоде $\mu_\sigma = 0$ (рис. 3.10, а, б). В нейтральном сечении показатель напряженного состояния для 21-го прохода равен $\frac{\sigma}{T} = -2,71$, а для 1-го — $\frac{\sigma}{T} = -1,5$. При увеличении показателя трения с 0,6 до 0,8 в 13-м проходе происходит уменьшение показателя напряженного состояния с $(-1,91)$ до $(-2,11)$. Принимая во внимание характер зависимости пластичности металла ε_p от показателя $\frac{\sigma}{T}$ (см. рис. 3.11), можно утверждать, что при толстолистовой прокатке проявляется большая склонность к разрушению металла, чем при тонколистовой прокатке.

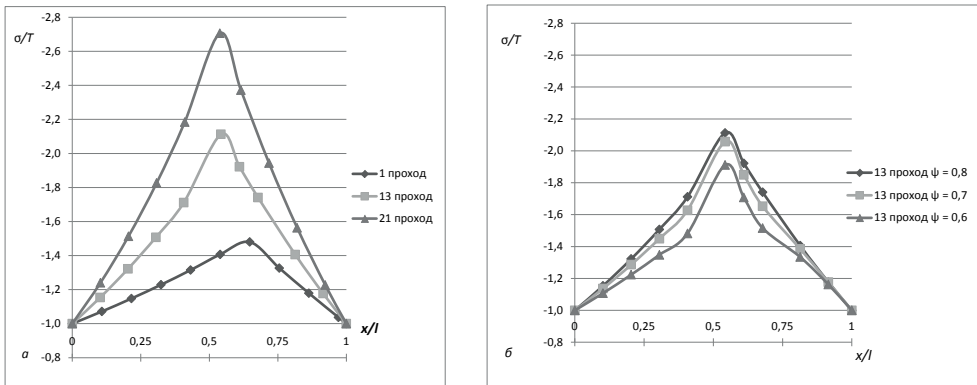


Рис. 3.10. Распределение показателей напряженного состояния $\frac{\sigma}{T}$ вдоль очага деформации x/l для трех проходов прокатки — а и для одного прохода с различными условиями трения — б

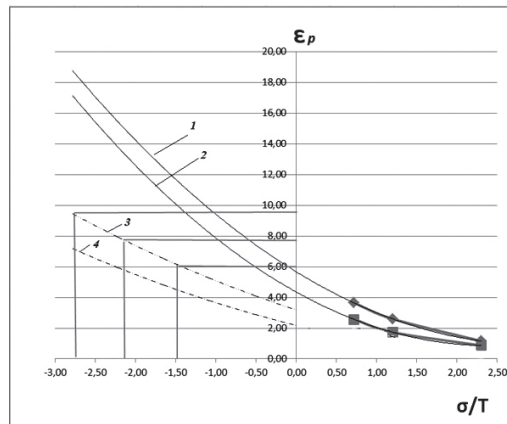


Рис. 3.11. Диаграмма пластичности для стали Ст 3 СП при горячей деформации: 1, 3 — $\dot{\varepsilon}_u = 10 \text{ с}^{-1}$; 2, 4 — $\dot{\varepsilon}_u = 100 \text{ с}^{-1}$ [1]

Сплошные линии 1 и 2 — $\mu_\sigma = -1$, штриховые линии $\mu_\sigma = 0$ [1]

При прокатке толстого листа на первом проходе показатель $\frac{\sigma}{T} = -1,5$, а пластичность стали $\varepsilon_p = 4,00$. При тонколистовой прокатке (21-й проход) показатель напряженного состояния равен $\frac{\sigma}{T} = -2,71$, а пластичность $\varepsilon_p = 9,6$, т.е. в 2,4 раза больше, чем в первом проходе.

Таким образом, с помощью программных комплексов DEFORM-3D и QForm выявлены и установлены количественные характеристики неравномерности деформации по высоте проката в зависимости от размеров очага деформации и режимов прокатки. Предложен показатель неоднородности накопленной степени деформации в виде коэффициента вариации $S/\overline{\varepsilon}_u$, удобный для анализа при прокатке. Показано, что в первых проходах при прокатке высоких слябов коэффициент вариации равен $S/\overline{\varepsilon}_u = 0,3$, т.к. имеет место значительное различие степени деформации на поверхности и в осевой зоне толстого листа. Значения показателей напряженного состояния в очаге деформации определены с использованием гипотезы тонких сечений и граничных условий равенства нулю переднего и заднего натяжений. Показано, что при толстолистовой прокатке показатель $\frac{\sigma}{T}$ в 1,8 раза больше,

а пластичность стали Ст3 СП в 2,4 раза меньше, чем при тонколистовой прокатке.

3.1.3. Компьютерное моделирование и совершенствование процесса толстолистовой прокатки

В УрФУ был предложен новый способ прокатки и инструмент деформации, обеспечивающие интенсивную знакопеременную деформацию при малом изменении размеров заготовки. Способ может быть реализован применением валковых узлов с профилированными рабочими валками в первой клети и валками с гладкой бочкой во второй клети. Для предотвращения уширения при прокатке в паре с горизонтальными приводными валками применяются вертикальные неприводные валки с зазором между ними, равным ширине заготовки B в исходном состоянии. На поверхности бочки горизонтальных приводных валков чередуются кольцевые бурты 4 и ручьи 5, причем радиус профиля ручья r равен радиусу профиля буртов r , а расстояния между линиями центров цилиндрических поверхностей буртов и ручьев определяются параметром e . Валки устанавливаются с зазором между вершинами кольцевых буртов на величину $a = h - \Delta h$, а между вершинами кольцевых ручьев — на величину $b = h + \Delta h$, где h — высота прокатываемой заготовки, Δh — высота сектора окружности кольцевого ручья, определяемая из выражения $\Delta h/2 = r - e/2$, а $\Delta h = 2r - e$ (рис. 3.12).

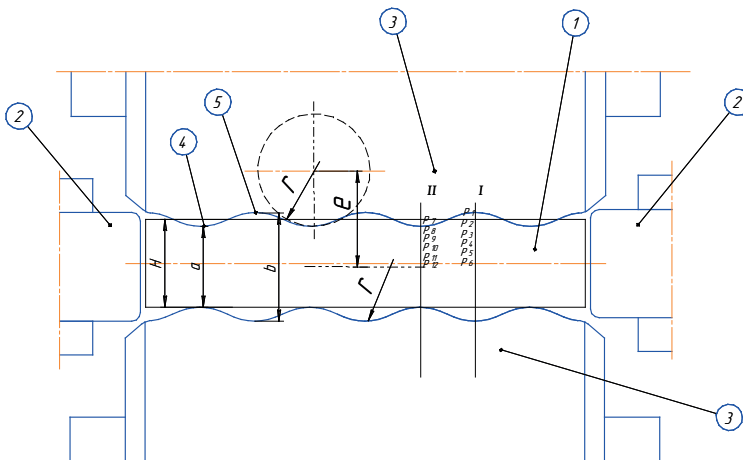


Рис. 3.12. Валковый узел: 1 — заготовка; 2 — вертикальные неприводные валки; 3 — горизонтальные приводные валки; 4 и 5 — кольцевые бурты и бурты на бочке горизонтальных валков

Предварительно нагретый непрерывнолитой сляб подают в валковый узел первой клетки и осуществляют обжатие буртами приводных валков до полного заполнения металлом ручьев валка. Во втором проходе, при прокатке профилированной заготовки в гладких валках, получают заготовку с высотой, близкой к высоте сляба в исходном состоянии. Применение в первом и втором проходах прокатки переднего и заднего подпоров способствует заполнению ручьев металла в первой клетке и выравниванию поверхности заготовки во второй клетке при минимальном обжатии $\Delta h = 2r - e$. В этом случае размеры проката удастся сохранить равными размерам исходной заготовки и обеспечить интенсивную знакопеременную деформацию в объеме заготовки.

На рис. 3.13 показы векторные поля скоростей при обжатии сляба в первой (рис. 3.13, а) и второй (рис. 3.13, б) клетях, которые свидетельствует о знакопеременном характере течения металла.

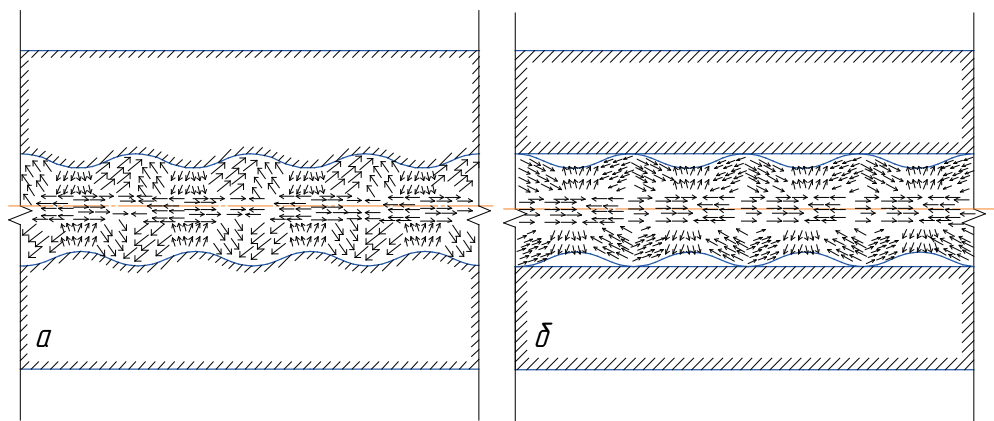


Рис. 3.13. Векторное поле скоростей частиц металла при обжатии на профильной — а и гладкой бочках валков — б

Твердотельные модели заготовки и толкателя создавались с помощью инструмента «Примитивы» в препроцессоре DEFORM-3D, а твердотельные модели валков были построены в программе SolidWorks и импортировались в программу DEFORM-3D в формате «STL». Позиционирование заготовки осуществлялось относительно валков, а толкателя — относительно заготовки.

Решение задач компьютерного моделирования осуществлялось в изотермических условиях. На поверхности контакта заготовки с инструментом задавался закон трения по Зибелю: $\tau = \psi \cdot \tau_s$, где

τ — напряжение трения, МПа; ψ — показатель трения ($\psi = 0,8$); τ_s — сопротивление деформации материала на сдвиг. Время одного шага составило 0,002 с. Сохранение результатов решения производилось через каждые 5 шагов. При постановке задачи для заготовки задавалась абсолютная сетка с размером элемента, равным 5 мм. Твердотельная модель нового способа прокатки сляба представлена на рис. 3.14.

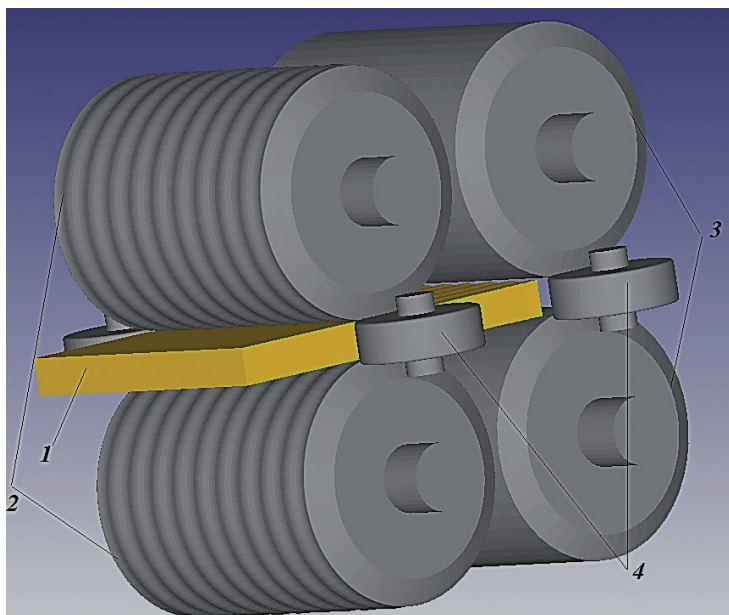


Рис. 3.14. Твердотельная модель нового способа прокатки сляба:
1 — заготовка; приводные вертикальные валки с профилированной 2
и гладкой 3 бочками; 4 — не приводные горизонтальные валки

Заполнение металлом полости ручьев валка количественно оценивалось через коэффициент заполнения — $\delta = \frac{h_{me}}{h_p} \cdot 100\%$, где h_{me} — высота элемента сляба, заполнившего полости ручьев валка; h_p — высота сектора окружности кольцевого ручья. Для оценки неравномерности распределения деформации по высоте слитка выполнялся расчет степени деформации ϵ_{ii} , которая была накоплена шестью частицами металла с различной высотной координатой в сечении под ручьем валка (сечение I—I) и шестью частицами металла — в сечении под буртом валка (сечение II—II): P1, P7 — частицы на наружной поверхности заготов-

ки ($y = h/2$); P6, P12 — частицы на плоскости симметрии ($y = 0$) (см. рис. 3.12). После второго прохода прокатки сляба гладкими валками производился расчет суммарной степени деформации $\varepsilon_{\Sigma ii}$, накопленной частицами металла в выбранных сечениях прокатываемой полосы.

Неравномерность распределения деформации по высоте слитка оценивалась с помощью коэффициента вариации $S/\overline{\varepsilon}_u$.

Рациональная калибровка инструмента и оптимальные режимы обжатия были определены из условий полного заполнения металлом ручьев валка и достижения проникновения деформации в осевую зону заготовки. Решена оптимизационная задача минимизации значения частного обжатия при ограничениях, изложенных выше, и дополненном условии минимального значения показателя неоднородности распределения степени деформации по высоте заготовки.

В результате компьютерного моделирования установлено, что при прокатке по новому способу в валках с рациональной калибровкой (отношение диаметра валка к высоте заготовки в исходном состоянии, отношение e/r , характеризующее размеры ручья и бурта валка) и рациональных значениях относительного обжатия $\Delta h/h$ и подпора при прокатке в первой и второй клетях, по сравнению с существующим способом прокатки, средняя степень деформации $\overline{\varepsilon}_u$ увеличивается в 2 раза, а показатель неоднородности деформации по толщине листа ($S/\overline{\varepsilon}_u$) уменьшается в 1,3 раза.

3.1.4. Сравнительный анализ деформированного состояния заготовок при прокатке по существующему и новому способам

Сравнительный анализ деформированного состояния при многопроходной прокатке заготовки в валках с гладкой бочкой (высота заготовки $H_0 = 300$ мм) по известной схеме и по вновь разработанной схеме прокатки непрерывнолитой заготовки уменьшенных размеров ($H_0 = 160$ мм) позволил выявить основные преимущества предлагаемого способа прокатки. Количество проходов и режимы обжатий были рассчитаны для получения раската высотой $H_p = 65$ мм. Результаты решения задач КЭ-моделирования показали, что прокатка заготовки с применением предложенного способа позволяет снизить количество черновых проходов с одиннадцати до семи.

На рис. 3.15 представлено распределение суммарной степени де-

формации по высоте заготовки, накопленной частицами металла при черновой прокатке высокой полосы ($H_0 = 300$ мм) за одиннадцать проходов — кривая 1 и низкой полосы ($H_0 = 160$ мм) за семь проходов (с интенсивной знакопеременной деформацией в первых двух проходах) с получением раската высотой $H_p = 65$ мм. Расчет выполнен для двух сечений заготовки — под ручьем — кривая 2 и буртом вала — кривая 3. Видно, что по предлагаемой схеме прокатки за семь проходов суммарная степень деформации ε_u в плоскости симметрии $\frac{z}{H_0} = 0$

в 1,15–1,2 раза выше, чем по существующему способу прокатки высокой заготовки за одиннадцать проходов.

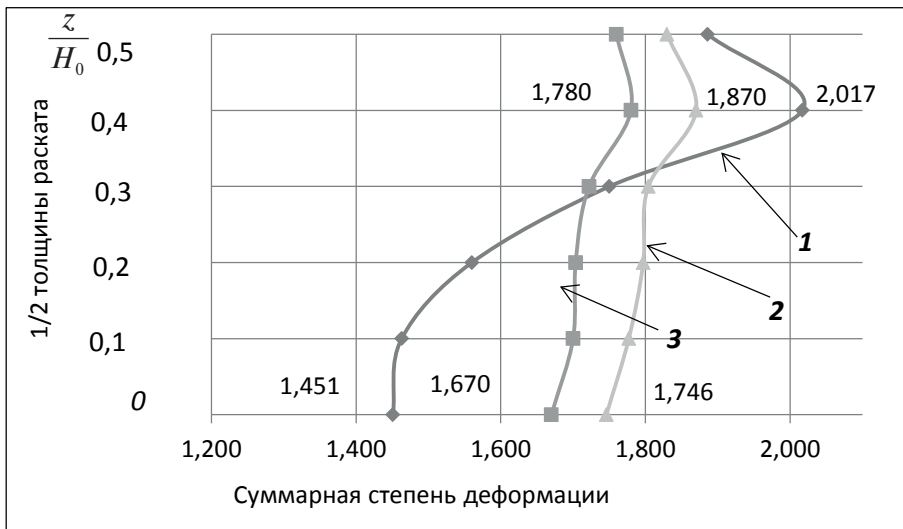


Рис. 3.15. Распределение суммарной степени деформации ε_u по высоте заготовки по существующей технологии за одиннадцать проходов и по предлагаемой технологии за семь проходов

На рис. 3.16 представлен характер распределения коэффициента вариации $S/\overline{\varepsilon_u}$, характеризующий неоднородность распределения суммарной степени деформации по высоте прокатываемой заготовки, накопленной частицами металла после черновой прокатки за одиннадцать (по существующему режиму) и семь (по предлагаемому режиму) проходов соответственно.

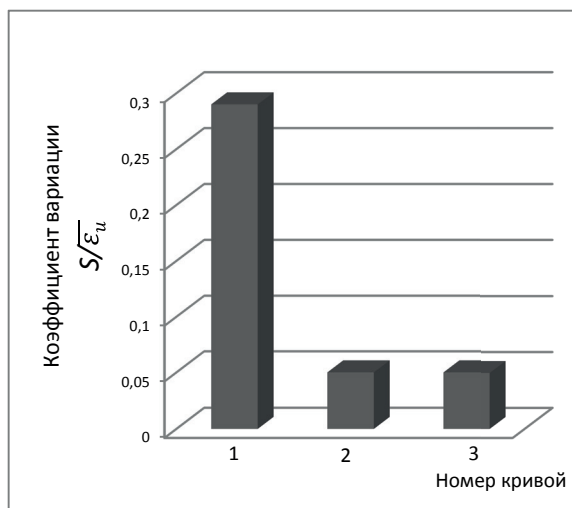


Рис. 3.16. Коэффициент вариации $S/\overline{\varepsilon_u}$

Неоднородность деформации по сечению по новой схеме в 6 раз меньше, чем по существующей схеме прокатки за одиннадцать проходов. Коэффициент вариации для кривой 1 составил $S/\overline{\varepsilon_u} = 0,29$, для кривой 2 и 3 — $S/\overline{\varepsilon_u} = 0,05$. Важным преимуществом нового способа прокатки по предлагаемой схеме черновых проходов с уменьшенной высотой заготовки 160 мм вместо 300 мм является снижение затрат энергии на получение толстого листа высотой 65 мм в 1,8 раза. Можно утверждать, что реализация разработанной схемы прокатки в черновых проходах обеспечит высокую однородность деформационной проработки в объеме литой структуры металла, что благоприятно скажется на формировании однородной структуры металлопроката.

3.2. Компьютерное моделирование процесса обжатия заготовок в трехвалковом стане винтовой прокатки

Важное значение для развития теории винтовой прокатки имеют работы, В.Л. Колмогорова, Е.И. Панова, П.К. Тетерина, В.Я. Осадчего, Б.А. Романцева, С.П. Галкина, А.Н. Никулина и др. В предлагаемом учебном пособии, используя методы компьютерного

моделирования, разработана методика расчета формоизменения заготовки частного обжатия $\frac{\Delta r_i}{r_i}$, ширины контактной поверхности b_i , отношения $\frac{r_i}{b_i}$, степени накопленной деформации ϵ_{ui} на каждом i -м шаге винтовой линии в объеме прокатанной заготовки.

Процесс деформации заготовок на трехвалковом стане винтовой прокатки получил большое распространение. Так, например, на ТПА-80 ПАО «СинТЗ» используется трехвалковый стан винтовой прокатки для обжатия непрерывнолитой заготовки диаметром 150, 156 мм до диаметра 120 мм перед прошивкой. Использование непрерывнолитой заготовки позволило повысить производительность трубопрокатного агрегата на 15 %, а также снизить себестоимость труб на 10 %. Также было установлено, что при обжатии на трехвалковом стане винтовой прокатки происходит глубокая проработка структуры, в результате в черновых трубах из литой заготовки размер зерна меньше, чем в черновых трубах из катаных заготовок. В этой связи исследование деформированного состояния металла при винтовой прокатке является важной задачей, т. к. это позволит выбирать рациональные режимы деформации, разрабатывать новые калибровки инструмента, исследовать закономерности течения металла, а также обеспечить получение мелкозернистой структуры.

3.2.1. Постановка задачи компьютерного моделирования и планирование вычислительного эксперимента

Моделирование процесса обжатия заготовок в DEFORM-3D осуществлялось при угле подачи валков $\beta = 16^\circ$, угле раскатки $\varphi = 12^\circ$ и скорости вращения валков $n = 80$ об/мин. Использовалась действующая на ТПА-80 ПАО «СинТЗ» калибровка валков. Диаметр заготовки составлял 150 мм. Сведение валков производилось таким образом, чтобы на выходе из стана было обеспечено получение заготовки диаметром 120 мм. Из библиотеки материалов в программе DEFORM-3D для заготовки была выбрана сталь AISI-1045, аналогичная стали 45 по российскому стандарту. Температура нагрева заготовок принята равной 1200°C , температура инструмента — 150°C . Длина заготовки $l_3 = 400$ мм была принята минимальной, но достаточной для формирования полного очага деформации. Характерный размер элемента в сетке был принят равным 3 мм. Показатель трения по Зибелю при-

нут равным $\psi = 1$. На рис. 3.17 представлена трехмерная модель процесса прокатки на трехвалковом обжимном стане. Целевыми функциями вычислительного эксперимента являлись: значение степени деформации ε_{ui} , длина шага винтовой линии l_{bi} , относительное частное обжатие заготовки $\frac{r_{1i} - r_{0i}}{r_{0i}} = \frac{\Delta r_i}{r_{0i}}$ (см. рис. 3.18) и отношение радиуса заготовки к ширине контактной поверхности $\frac{r_{0i}}{b_i}$ по длине очага

деформации. Измерение и расчет параметров ε_{ui} , l_{bi} производились вдоль траекторий перемещения пяти точек с различной радиальной координатой, а параметры $\frac{\Delta r_i}{r_{0i}}$ и $\frac{r_{0i}}{b_i}$ определялись в точке № 5, которая находилась на поверхности заготовки (рис. 3.19).

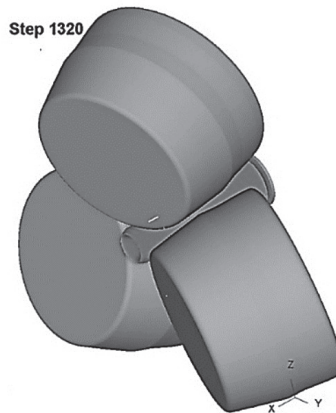


Рис. 3.17. Установившийся процесс обжатия заготовки

На рис. 3.18 r_{0i} — радиус заготовки до образования наплыва; r_{1i} — радиус заготовки перед входом в очаг деформации; r_{10i} — радиус заготовки после обжатия валком.

3.2.2. Анализ результатов исследования

При винтовой прокатке в сечении с образующей на поверхности заготовки по траектории точки № 5 происходит образование наплыва перед входом в очаг деформации, вызванное увеличением радиуса заготовки от r_{0i} до r_{1i} (см. рис. 3.18). Результаты измерения и расчета параметров

ϵ_{ui} , l_{bi} , $\frac{\Delta r_i}{r_{0i}}$ и $\frac{r_{0i}}{b_i}$ представлены соответственно в табл. 3.2–3.5. По данным табл. 3.2–3.5 были построены графики, которые представлены соответственно на рис. 3.20–3.23. Все значения радиусов измерены в точке № 5 вдоль ее винтовой траектории в локальном очаге деформации.

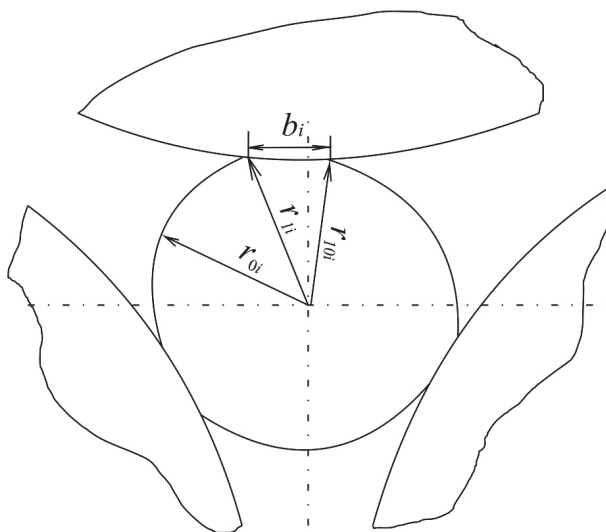


Рис. 3.18. Схема для измерения ширины контактной поверхности

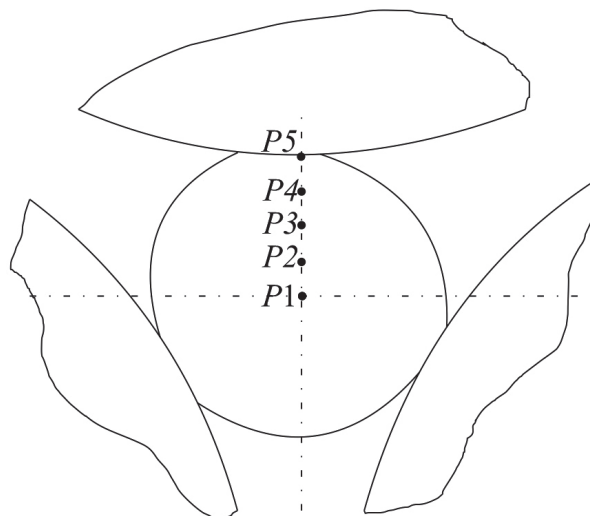


Рис. 3.19. Точки для измерения параметров ϵ_{ui} , l_{bi} и b_i

Таблица 3.2

**Значения степени деформации по сечению заготовки ε_{ii}
вдоль очага деформации**

Номер шага винтовой линии в очаге деформации	Точка 1	Точка 2	Точка 3	Точка 4	Точка 5
	ε_{ii}				
1	0,02	0,02	0,04	0,04	0,04
2	0,05	0,08	0,15	0,33	0,79
3	0,18	0,25	0,43	0,92	1,80
4	0,36	0,45	0,77	1,55	3,08
5	0,47	0,57	0,95	1,87	3,78
6	0,50	0,60	1,00	1,98	4,24
7	0,51	0,61	1,02	2,06	4,66
8	0,51	0,62	1,03	2,09	4,72

Таблица 3.3

**Значения длины шага винтовой линии l_{bi}
вдоль очага деформации**

Номер шага винтовой линии в очаге деформации	Точка 1	Точка 2	Точка 3	Точка 4	Точка 5
	Длина шага винтовой линии l_{bi} , мм				
1	0	0	0	0	0
2	24,15	24,39	24,51	24,44	25,88
3	23,78	24,19	24,50	25,25	27,66
4	26,65	26,89	27,11	28,10	31,05
5	29,86	29,89	29,96	30,33	31,61
6	31,29	31,24	31,15	31,10	31,56
7	27,71	31,63	31,63	31,65	32,06
8	31,26	31,23	31,30	31,41	31,60

Таблица 3.4

**Значения относительного изменения радиуса заготовки
вдоль очага деформации**

Номер шага винтовой линии в очаге деформации	$\frac{\Delta r_i}{r_{0i}}$
	Точка 5
1	0,07
2	0,11
3	0,08
4	0,02
5	0,01
6	0,01
7	0,01
8	0,01

Таблица 3.5

**Значения относительного изменения радиуса заготовки
вдоль очага деформации**

Номер шага винтовой линии в очаге де- формации	b_i	r_{0i}	$\frac{r_{0i}}{b_i}$
	Точка 5		
1	20,70	76,77	3,71
2	25,85	71,50	2,77
3	24,15	64,68	2,68
4	15,66	60,83	3,89
5	9,14	60,28	6,59
6	8,38	60,13	7,17
7	7,52	60,27	8,01
8	7,43	60,15	8,10

Из рис. 3.20 видно, что степень деформации по радиусу заготовки распределяется неоднородно. Значение степени деформации умень-

шается от поверхности заготовки к ее оси. Максимальная степень деформации накапливается в точке № 5, расположенной на контактной поверхности заготовки ($\epsilon_{ii} = 4,73$). Минимальная степень деформации накоплена в точке № 1 ($\epsilon_{ii} = 0,51$), расположенной на оси заготовки. Полученная зависимость распределения степени деформации по сечению заготовки согласуется с результатами исследований С. П. Галкина и А. Н. Никулина.

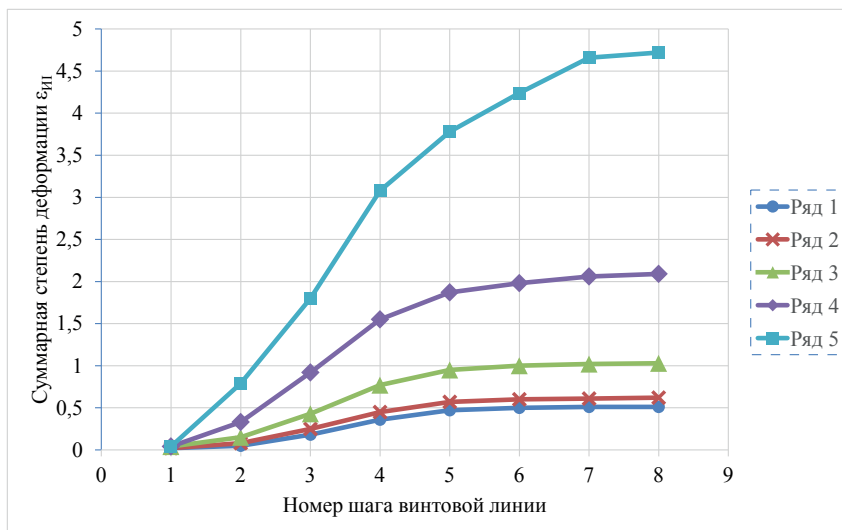


Рис. 3.20. Изменение суммарной степени деформации ϵ_{ii} , накопленной пятью точками вдоль очага деформации

Из рис. 3.21 видно, что перемещение частиц металла с различной радиальной координатой вдоль оси прокатки неодинаковое, точка № 5 опережает другие точки. Остальные точки также смещаются вдоль очага деформации на различные расстояния.

Анализ результатов, представленных в табл. 3.4 и на рис. 3.22, показал, что наибольшее относительное обжатие наблюдается на втором шаге винтовой линии, в сечении пережима валков. Далее по мере увеличения номера шага винтовой линии происходит уменьшение величины относительного обжатия. С пятого по восьмой шаг винтовой линии относительное обжатие по радиусу заготовки $\frac{\Delta r_i}{r_{0i}}$ остается

практически неизменным. На этих шагах производится калибрование заготовки по диаметру.

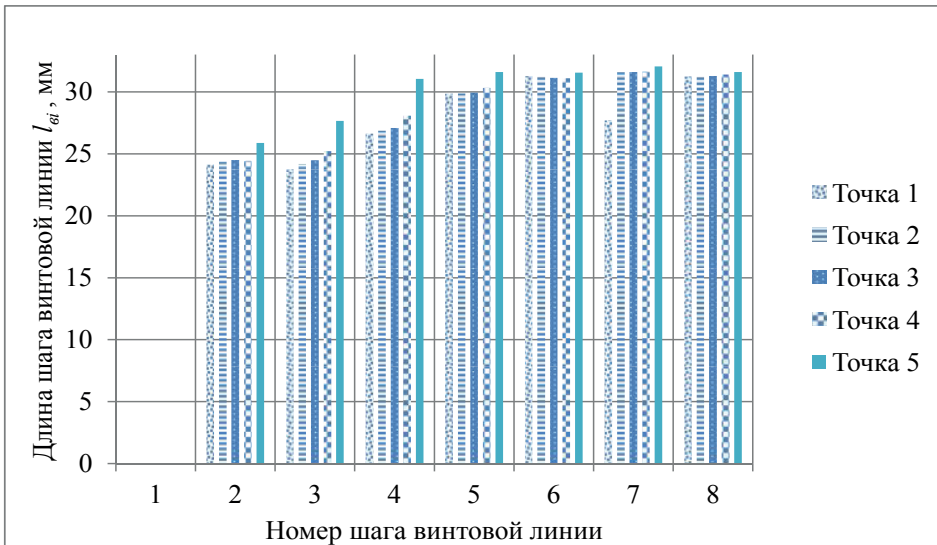


Рис. 3.21. Длина шага винтовой линии вдоль очага деформации

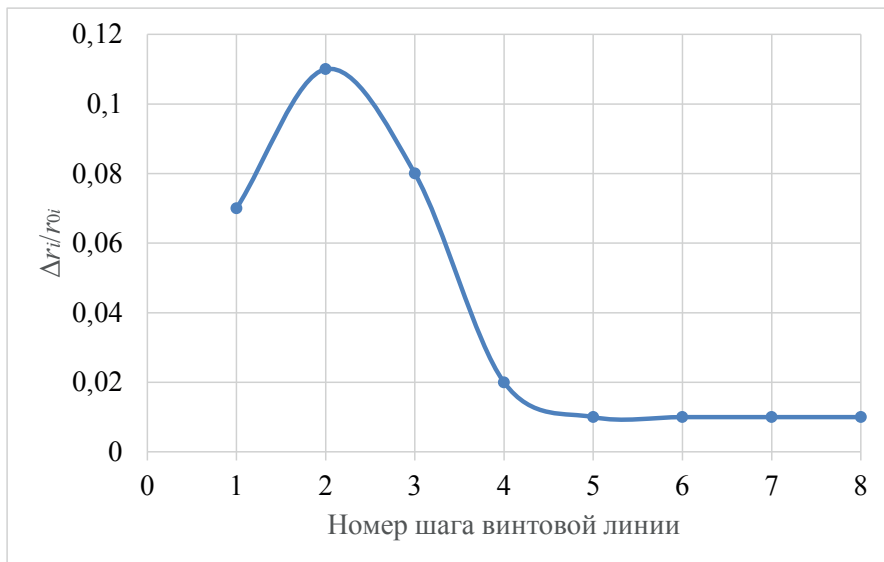


Рис. 3.22. Изменение относительного обжатия вдоль очага деформации

На рис. 3.23 представлено изменение параметра $\frac{r_{0i}}{b_i}$ вдоль очага деформации.

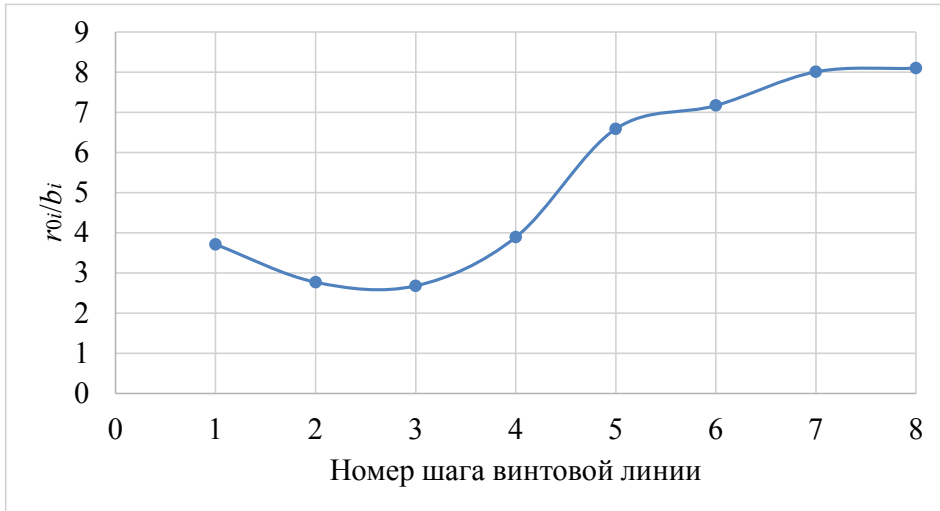


Рис. 3.23. Изменение параметра $\frac{r_{0i}}{b_i}$ вдоль очага деформации

Из теории известно, что увеличение ширины контактной поверхности приводит к увеличению глубины проникновения пластической деформации. При этом неоднородность деформации по сечению заготовки уменьшается. Для оценки значения ширины контактной поверхности по длине очага деформации был введен безразмерный параметр $\frac{r_{0i}}{b_i}$. Из рис. 3.23 видно, что наименьшее значение отношения

радиуса заготовки к ширине контактной поверхности $\frac{r_{0i}}{b_i}$ имеет место

в сечении пережима, т. к. ширина контактной поверхности в этом сечении имеет максимальное значение. На следующих шагах расчета происходит уменьшение относительного обжатия заготовки и ширины контактной поверхности (см. табл. 3.5). При изучении процесса кузнечной протяжки В. Л. Колмогоров установил, что при $\frac{r_0}{b} \geq 4,37$

деформация локализуется на поверхности заготовки и не проникает до ее оси. Из рис. 3.23 видно, что начиная с 5 шага, когда происходит калибрование заготовки по диаметру, деформация локализуется в при-

контактном слое заготовки и валков, что приводит к образованию утяжин на концах заготовки (рис. 3.24). Утяжина на заднем конце заготовки приводит к образованию кольцевых отслоений в процессе прошивки, при обрыве которых повышается брак по вмятинам на поверхности труб. Таким образом, можно сделать вывод о том, что следует изменить действующую калибровку на ТПА-80 ПАО «СинТЗ» так, чтобы по всей длине очага деформации деформация проникала на всю глубину заготовки.

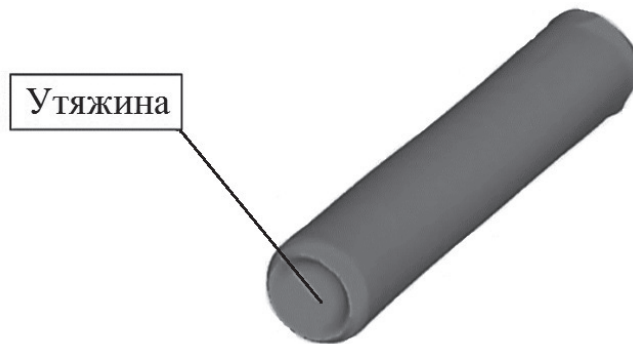


Рис. 3.24. Утяжина на заднем конце заготовки

Таким образом, в ходе исследования было установлено, что степень деформации по сечению заготовки распределяется неравномерно. Значение суммарной степени деформации уменьшается от поверхности заготовки к ее оси. Наибольшее относительное обжатие заготовки в локальном очаге деформации наблюдается в сечении пережима. В этом же сечении ширина контактной поверхности и глубина проникновения пластической деформации имеют также наибольшие значения. Начиная с пятого шага винтовой линии деформация локализуется на поверхности заготовки, что приводит к формированию утяжин на концах заготовки, являющихся причиной отрыва кольцевых отслоений при прошивке, и к увеличению объема брака по вмятинам на поверхности труб. Высказана рекомендация, согласно которой при расчете калибровки валков необходимо профиль валка подбирать таким образом, чтобы деформация проникала на всю глубину заготовки по всей длине очага деформации.

3.3. Компьютерное моделирование процесса прошивки заготовки и оценка адекватности результатов решения задач с результатами промышленного эксперимента

Получение пустотелой гильзы из сплошной заготовки при винтовой прокатке на двухвалковом стане определяет уровень основных показателей качества горячекатаных труб: точность по диаметру и толщине стенки труб; отсутствие на внутренней поверхности дефектов в виде плен и трещин [12, 13]. Применение метода компьютерного моделирования процесса позволяет установить влияние технологических дефектов на качество гильзы, проверить эффективность предлагаемых технических решений модернизации процесса прошивки, оптимизировать технологический процесс и снизить трудовые и временные затраты на проведение промышленных экспериментов в период пусконаладочных работ. Анализ получаемых при моделировании данных и возможность их дальнейшей обработки позволят оценивать влияние технологических параметров, конструктивных особенностей и настройки инструмента деформации на качество гильз.

3.3.1. Исследование геометрии очага деформации при винтовой прошивке заготовки³

Был проведен сравнительный анализ результатов расчета размеров очага деформации при винтовой прошивке заготовки, полученный при помощи аналитических формул известных методик, а также при решении задачи в программах DEFORM, Q-Form и в промышленном эксперименте. Задачи были поставлены на основе режимов прошивки, калибровки и настройки инструмента, принятых при производстве труб в трубопрокатном цехе № 1 (ТПЦ № 1) ПАО «Северский трубный завод» (ПАО «СТЗ»). Диаметр заготовки равен $d_3 = 360$ мм. Для моделирования процессов горячей деформации при температуре 1200 °С в качестве материала заготовки была выбрана сталь AISI-1045, определяющие соотношения для которой имеются в базе данных программ. Позиционирование инструмента проводилось исходя из принятых на производстве технологических параметров настройки прошивного стана (см. табл. 3.6).

³ Работа выполнена совместно с В. А. Тороповым

Таблица 3.6

Параметры настройки прошивного стана

Расстояние между		Выдвиге- ние оправки за пережим валков	Угол		Частота вра- щения валков
валками	линейка- ми		подачи	раскатки	
мм	мм	мм	град	град	об/мин
340	352	50	9	12	30

Для аналитического расчета длины и ширины контактной поверхности металла и валков прошивного стана очаг деформации был условно разбит на 15 сечений. Длина очага деформации была определена по формуле:

$$l = \frac{d_3 - d_{\Pi}}{2 \cdot \operatorname{tg} \alpha_1} + \frac{d_{\Gamma} - d_{\Pi}}{2 \cdot \operatorname{tg} \alpha_2}, \quad (3.3)$$

где d_{Π} — диаметр заготовки в пережиме, мм; α_1 и α_2 — углы конусности конуса прошивки и раскатки; d_3 — диаметр заготовки; d_{Γ} — диаметр гильзы. Диаметр заготовки в пережиме был рассчитан по формуле:

$$d_{\Pi} = (1 - \varepsilon_0) \cdot \frac{d_3 \cdot \operatorname{tg} \alpha_2}{\operatorname{tg} \alpha_1 + \operatorname{tg} \alpha_2} + \frac{(\delta_{\Pi} + 2 \cdot S_{\Gamma}) \cdot \operatorname{tg} \alpha_1}{\operatorname{tg} \alpha_1 + \operatorname{tg} \alpha_2} - \frac{2 \cdot (l_0 - k) \cdot \operatorname{tg} \alpha_1 \cdot \operatorname{tg} \alpha_2}{\operatorname{tg} \alpha_1 + \operatorname{tg} \alpha_2},$$

где ε_0 — обжатие перед носиком оправки, %; l_0 — длина оправки, мм; k — длина цилиндрического пояса на валке, мм; δ_{Π} — диаметр оправки, мм; S_{Γ} — толщина стенки гильзы, мм. Обжатие перед носиком оправки было определено по формуле:

$$\varepsilon_0 = [(100 - 0,17R_B) \cdot \frac{d_3^2 \cdot \delta_{\Pi}}{(\delta_{\Pi} + 2 \cdot S_{\Gamma})^3} + 0,087R_B - 36] \cdot \sqrt{\operatorname{tg} \alpha_1},$$

где R_B — радиус валка в пережиме, мм.

Ширина контактной поверхности металла с валком в i -м сечении была определена по формуле А. И. Целикова с поправками, внесенными А. З. Глейбергом:

$$b_i = \sqrt{\frac{2 \cdot R_i \cdot r_i}{R_i + r_i} \cdot \Delta r_i} + \frac{R_i \cdot r_i}{R_i + r_i} \cdot (\xi - 1), \quad (3.4)$$

где r_i , Δr_i , ξ — радиус заготовки, радиальное обжатие в i -м сечении и коэффициент овализации соответственно. Радиальное обжатие в i -м се-

чении: $\Delta r_i = S_i \cdot (\operatorname{tg} \alpha_1 + \operatorname{tg} \gamma)$, где γ — угол конусности оправки, град.; S_i — шаг винтовой линии в i -ом сечении, мм. S_i был определен по формуле:

$$S_i = \pi \frac{\operatorname{tg} \beta}{n} \cdot d_r \cdot \frac{\eta_o}{\eta_t} \cdot \frac{F_r}{F_i},$$

где β — угол подачи, град.; n — число валков; F_r и F_i — площади поперечного сечения гильзы и заготовки, мм²; η_o и η_t — коэффициенты осевого и тангенциального скольжения.

Длина контактной поверхности металла с валками прошивного стана, полученная по формуле (3.3), составила 762,59 мм. Длина контактной поверхности также была определена с помощью программ DEFORM-3D и QForm и в ходе промышленного эксперимента (рис. 3.25). Для условий прокатки в промышленном эксперименте длина контактной поверхности металла с валком по программе DEFORM-3D составила 806,1 мм, по программе QForm — 801,3 мм, а в эксперименте 843,1 мм.

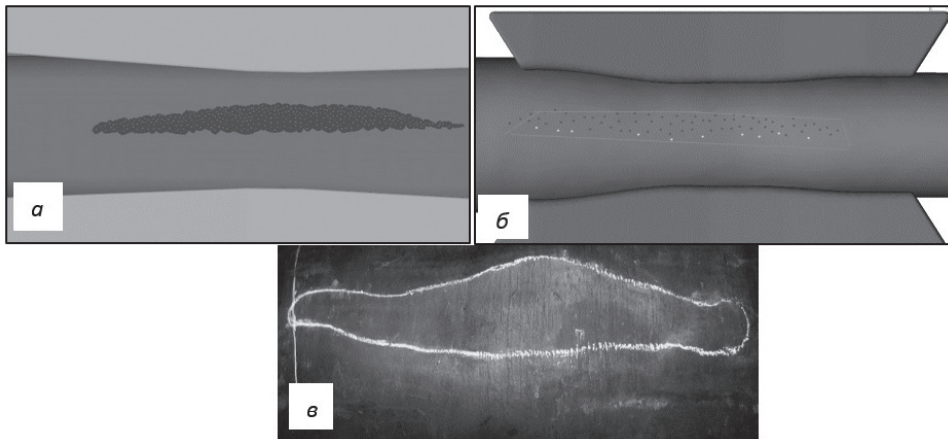


Рис. 3.25. Контактная поверхность металла с валком прошивного стана, полученная при компьютерном моделировании в программах DEFORM-3D — *а* и QForm — *б*, а также при физическом моделировании — *в*

С использованием представленной аналитической методики расчета по формуле (3.4) была определена ширина контактной поверхности для 17 сечений очага деформации (кривая 1 — рис. 3.26). Контактные поверхности металла с валком, полученные по программ DEFORM-3D

и QForm, были импортированы в программу «КОМПАС-3D» для более точного измерения геометрических параметров. Контактная поверхность была разбита на 18 сечений, в каждом из которых также была определена ширина (кривая 2 и 3 — рис. 3.26).

Промышленный эксперимент прошивки заготовки диаметром 360 мм из стали марки Д осуществлялся при той же настройке стана (см. табл. 3.6). По достижении установившейся стадии процесса прошивки работа стана была остановлена, а заготовка извлечена из стана (см. рис. 3.25, в). Поверхность контакта металла с валком была также разбита на 18 участков. Результаты измерения ширины и длины контактной поверхности представлены на рис. 3.26 (кривая 4). Длина контактной поверхности заготовки с валками прошивного стана составила 813,1 мм.

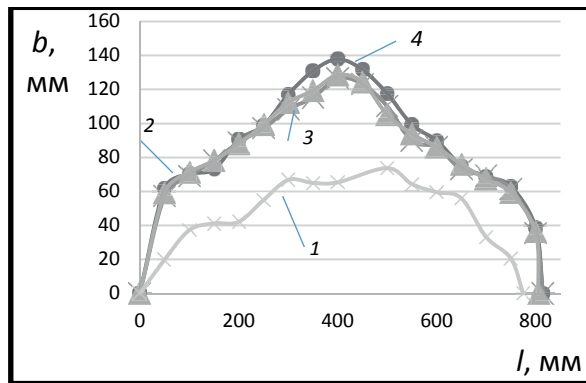


Рис. 3.26. График изменения ширины контактной поверхности по ее длине: 1 — по аналитическому решению; 2 и 3 — по компьютерному моделированию в программах DEFORM-3D и QForm; 4 — по промышленному эксперименту

Отклонение результатов аналитического расчета ширины контактной поверхности от результатов, полученных в ходе промышленного эксперимента, составило более 40 %. Отклонение результатов расчетов ширины контактной поверхности, полученных по программам МКЭ-моделирования, составило менее 10 %. Площадь контактной поверхности металла с валком, полученная в ходе промышленного эксперимента, составила 75529 мм², а по результатам решения задач в программах DEFORM-3D и QForm — 69394 мм² и 68582 мм² соответственно. Сравнение расчетного и опытного значений площади кон-

тактной поверхности металла с валком показало занижение результатов расчета на 4,5 и 5,5 %, полученных по программам DEFORM-3D и QForm соответственно.

3.3.2. Расчет энергосиловых параметров процесса прошивки заготовки в двухвалковом стане с грибовидными валками

В результате реконструкции трубопрокатного агрегата с заменой двух пилигримовых станов на непрерывный стан FQM предложено использовать гильзы двух диаметров 433 и 328 мм, получаемые из заготовок диаметром 360 и 290 мм соответственно, а также перераспределить деформацию между прошивным и непрерывным станами, увеличив деформацию на стане винтовой прокатки. При этом существенно возрастала нагрузка на валки и привод прошивного стана. В связи с этим повысилась актуальность расчета энергосиловых параметров процесса с использованием программы DEFORM-3D. Калибровка и настройка инструмента прошивного стана для получения гильзы из стали марки Д с размерами 328×23,7 из заготовки диаметром 290 мм соответствовали чертежам на инструмент деформации и настроечным параметрам (см. табл. 3.7). Позиционирование инструментов и заготовки осуществлялось в соответствии с табл. 3.7. Число оборотов валков было принято 30 об/мин. В расчетах использованы кривые упрочнения для стали AISI-1045, являющиеся аналогом стали марки Д. Для пары «валок-заготовка» задали коэффициент трения по Зибелю, равный 0,7, для пары «заготовка-проводка» — 0,3, для пары «заготовка-оправка» — 0,5, для пары «толкатель-заготовка» — 0,3. Температуру заготовки задали равной 1280 °С, температуру валков, линейек и оправки — 50 °С. Расчет осуществляли с учетом теплообмена между заготовкой и валками, а также между заготовкой и оправкой. На рис. 3.27 представлен график изменения расчетного значения момента прокатки $M_{пр}$.

Таблица 3.7

Параметры настройки прошивного стана

Расстояние между:		Выдвижение оправки за пережим валков	Угол	
валками	линейками		подачи	раскатки
мм	мм	мм	град	град
253	286	110	10	12

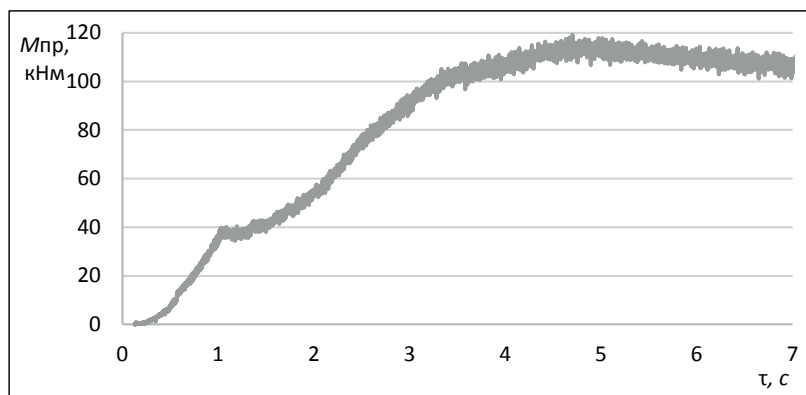


Рис. 3.27. График изменения момента прокатки $M_{\text{пр}}$ от времени прошивки заготовки τ

На графике можно выделить несколько участков, наглядно характеризующих этапы формоизменения заготовки. На первом этапе деформации, которая заканчивается в момент времени $\tau = 0,9$ с, осуществляется устойчивый захват заготовки и начало образования полости на переднем конце заготовки за счет воздействия оправки. При этом момент прокатки $M_{\text{пр}}$ достигает значения 40 кН·м. В течение следующего момента времени ($\tau = 0,9$ –3 с) происходит интенсивный рост $M_{\text{пр}}$ с 40 до 105 кН·м. Рост $M_{\text{пр}}$ обусловлен развитием процесса вторичного захвата заготовки, когда основная энергия расходуется на образование полости и формирование переднего конца заготовки. После формирования переднего конца заготовки начинается стационарная стадия процесса прошивки заготовки. Момент прокатки $M_{\text{пр}}$ на этой стадии составляет 109–117,5 кН·м. После завершения стационарной стадии процесса начинается медленный спад $M_{\text{пр}}$.

Для оценки адекватности расчета, выполненного в программе DEFORM-3D, представлены результаты промышленного эксперимента. Подготовленные четыре заготовки (диаметром 290 мм из стали марки Д) были нагреты до температуры 1280 °С. При прошивке заготовки настройка инструмента была произведена в соответствии с табл. 3.7, число оборотов валков для первой и второй заготовок было установлено 30 об/мин. Оставшиеся две заготовки были прокатаны с увеличенной частотой вращения валков до 40 об/мин с последующим разгоном в стационарной стадии прокатки до 70 об/мин. График

величины момента прокатки гильз (в процентах от номинального момента прокатки $M_{\text{пр}}^{\text{н}} = 130 \text{ кН}\cdot\text{м}$) приведен на рис. 3.28.

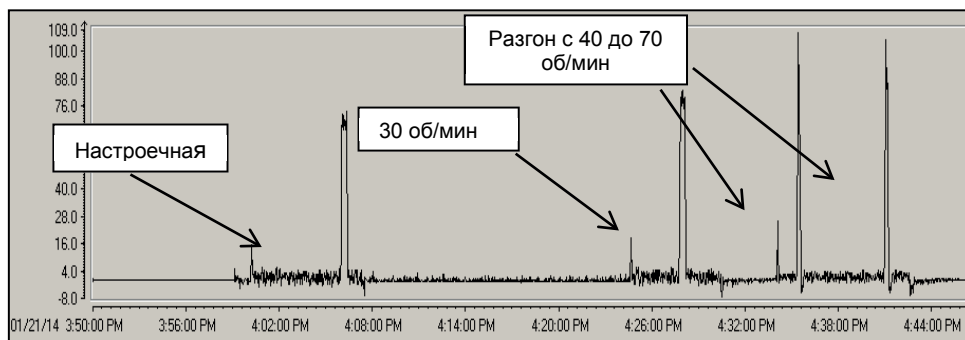


Рис. 3.28. Момент прокатки гильз $\varnothing 328 \times 23,7$ мм из НЛЗ $\varnothing 290$ мм в процентах (от номинального момента прокатки $130 \text{ кН}\cdot\text{м}$)

Момент прокатки при частоте вращения валков 30 об/мин достиг значения $109,2 \text{ кН}\cdot\text{м}$, что составляет 84 % от номинального значения $M_{\text{пр}}^{\text{н}}$ (рис. 3.28). Максимальный расчетный момент прокатки равен $117,5 \text{ кН}\cdot\text{м}$ (см. рис. 3.27), что составляет 90 % от номинального значения $M_{\text{пр}}^{\text{н}}$. Таким образом, результат расчета момента прокатки, полученного при компьютерном моделировании процесса винтовой прошивки, отличается от опытного значения на 7,6 %.

3.3.3. Исследование точности труб

Для стабильной работы стана «FQM» и получения труб с высокими требованиями по точности размеров технологами концерна «Danieli» были сформулированы следующие требования по точности гильзы:

- отклонение наружного диаметра гильзы $\pm 1 \%$;
- отклонение толщины стенки $\pm 5 \%$.

Для оценки точности размеров гильзы был проведен промышленный эксперимент в условиях ТПЦ № 1 ПАО «СТЗ»: из заготовки диаметром 290 мм (стали марки Д) прокатали гильзу с размерами $\varnothing 328 \times 23,7$ мм. Были смоделированы технологические испытания в программах DEFORM-3D и QForm для оценки сходимости результатов замеров размеров гильз с результатами, полученными в ходе промышленного испытания. Замеры геометрических параметров гильз проводились в соответствии со схемой, предложенной концерном «Danieli» (см. рис. 3.29). Гильза была поделена на пять поперечных се-

чений, в каждом сечении определялся наружный диаметр, а толщина стенки определялась в каждом сечении с шагом 45° . Результаты расчетов сведены в табл. 3.8.

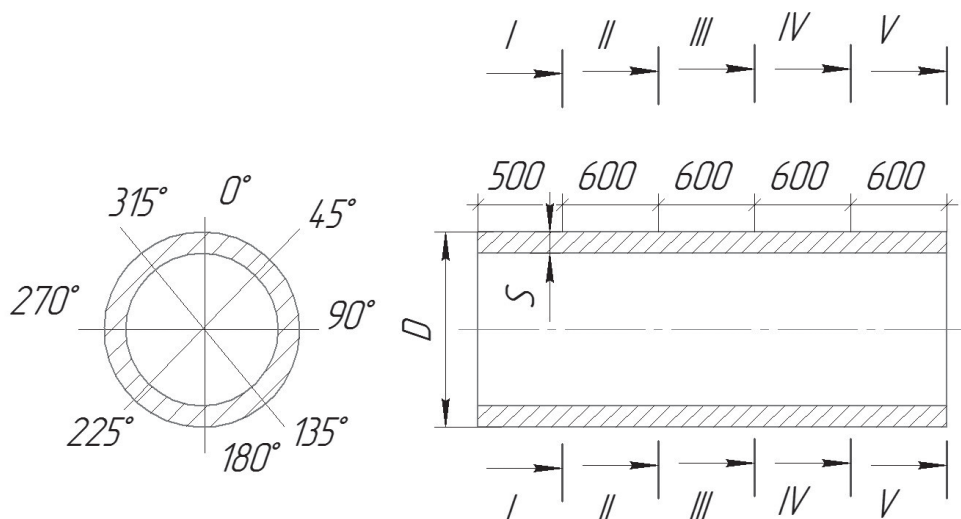


Рис. 3.29. Схема замера геометрических параметров гильз

Применение современных программных комплексов DEFORM-3D и QForm позволяет выявить закономерности формоизменения заготовки в очаге деформации при винтовой прошивке, оценить точность размеров гильзы, а также определить характер изменения энергозатрат процесса. Полученные результаты не противоречат данным, полученным в ходе промышленного эксперимента.

Результаты расчета длины контактной поверхности по программам DEFORM-3D и QForm отличаются от результата опыта на 1,0 и 1,4 %, а ширины контактной поверхности — менее 10 %. Сравнение расчетного и опытного значений площади контактной поверхности металла с валком показало занижение результатов расчета на 4,5 и 5,5 % по сравнению с опытными значениями. Разница по среднему наружному диаметру, в сравнении с результатами промышленного эксперимента, не превышает 0,5 %, а по толщинам стенки — 1,5 %. Момент прокатки, полученный при компьютерном моделировании процесса винтовой прошивки, отличается от опытного значения на 7,6 %.

Таблица 3.8

Геометрические параметры гильзы Ø328×23,7

№ сечения	Способ определения	Наружный диаметр D , мм (средний)	Толщина стенки S , мм									
			0	45	90	135	180	225	270	315	мин	макс ср.
I		328,05	22,5	23,7	23,5	22,9	22,9	23,7	22,9	22,2	22,2	22,9
	Промышленные испытания											
	DEFORM	329,05	22,8	22,4	23,0	23,3	22,1	22,3	22,4	23,4	22,1	23,4
II		329,12	22,1	22,5	22,8	23,5	22,6	23,5	22,6	22,8	22,1	23,5
	QForm											
	Промышленные испытания	327,04	23,4	23,6	24,0	22,6	22,4	23,2	23,7	23,2	22,4	24,0
III		328,15	22,9	23,5	23,7	22,8	23,9	22,3	22,7	23,5	22,3	23,9
	DEFORM											
	QForm	328,2	23,2	24,1	24,5	23,1	22,8	23,1	22,9	22,8	22,8	24,5
IV		326,03	22,3	22,8	22,9	23,5	22,8	23,6	23,9	23,2	22,3	23,9
	Промышленные испытания											
	DEFORM	327,04	22,6	22,4	23,4	23,7	23,5	24,0	22,1	23,4	22,1	24,0
V		326,5	23,1	22,6	23,6	23,1	22,9	23,8	22,7	22,9	22,6	23,8
	QForm											
	Промышленные испытания	325,01	23,8	23,7	23,1	23,1	23,5	22,8	22,3	22,8	22,3	23,8
IV		326,45	23,4	24,0	22,8	23,1	22,2	22,3	22,8	22,6	22,2	24,0
	DEFORM											
	QForm	326,01	23,6	23,4	23,4	22,8	22,8	23,4	23,1	22,9	22,8	23,6
V		329,06	22,6	22,1	22,3	22,7	22,6	21,9	21,8	21,9	21,8	22,7
	Промышленные испытания											
	DEFORM	329,16	22,1	23,7	23,6	22,4	23,1	22,3	22,3	22,4	22,1	23,7
V		329,26	22,8	23,2	23,1	23,1	22,8	22,4	22,8	22,9	22,4	23,2
	QForm											

Необходимость обеспечения высокой точности размеров гильзы потребовала исследования влияния калибровки и настройки инструмента деформации на точность гильзы, разработки и внедрения способа оперативной настройки прошивного стана с помощью оригинального программного обеспечения непосредственно с пульта управления. Применение новой калибровки линеек прошивного стана способствовало повышению стабильности процесса прошивки заготовок. Модернизация конструкции входной проводки и рабочих валков позволила увеличить угол подачи с 8° до $11,5^\circ$. Введена новая система настройки центрователей стержня оправки на выходной стороне прошивного стана. Внедрение указанных технических решений позволило обеспечить высокую стабильность получения тонкостенных гильз с размерами $328 \times 20,55$ и $433 \times 26,9$ мм.

3.4. Продольная прокатка труб

Технология производства горячекатаных труб на трубопрокатных агрегатах (ТПА) с раскатным станом для обжатия гильзы на короткой оправке (автомат-стан, или стан «тандем») является быстро перестраиваемой, обеспечивает производство малотоннажных партий труб широкого сортамента, из углеродистых, легированных и коррозионно-стойких марок стали. Однако технология имеет некоторые ограничения и недостатки. Производительность агрегата не превышает 150–250 тысяч тонн труб в год. В состав ТПА входят обкатные машины, но, несмотря на это, показатели точности размеров труб, в частности по разностенности, удовлетворяют не всех потребителей. Имеются ограничения по выпуску тонкостенных горячекатаных труб, а также по качеству поверхности из-за ряда дефектов (плены, продольная риска и т. п.). Из-за низкого значения коэффициента вытяжки на раскатном стане ($\lambda \leq 1,5$) прошивка заготовки осуществляется при высоком значении коэффициента вытяжки $\lambda = 3,50 \div 4,95$. При этом увеличивается эксцентрическая составляющая разностенности гильзы. Размеры выходной стороны прошивного, раскатных и обкатных станков не позволяют прокатывать длинные трубы. В основном длина труб составляет $8 \div 12$ м, отсюда повышенный расход металла с концевой обрезью. Существует мнение, что физически и морально устаревшие ТПА необходимо либо реконструировать, либо полностью заменить на высокопроизводительные агрегаты с непрерывным, либо другого типа раскатным станом.

Ниже представлены материалы исследования вопроса интенсификации процесса раскатки гильзы на короткой оправке и разработки на основе этих достижений технологии изготовления горячекатаных труб. В качестве параметра, характеризующего формоизменение гильзы при обжатии трубы на короткой оправке (стан СПП-1), использовано отношение толщины стенки трубы в выпуске ($S_{\text{вып}}$) и вершине калибра ($S_{\text{верш}}$). Предельное отношение параметра $\left(\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}} \right)$ принято

равным $\eta = 1,8$. При большем значении параметра η наблюдается увеличение брака по дефекту «риска» и снижается точность трубы после обжатия ее на короткой оправке на стане СПП-2. Размеры выходной стороны прошивного, раскатных и обкатных станов не позволяют прокатывать длинные трубы, в основном длина труб составляет 8–12 м, отсюда повышенный расход металла с концевой обрезью.

3.4.1. Исследование формоизменения металла при раскатке гильзы на короткой оправке от показателей ее овальности и кинематическом натяжении на выходе трубы из валков

Компьютерное моделирование процесса раскатки гильзы в СПП-1 производилось с помощью программы Deform-3D. Для придания гильзе овальной формы перед раскаткой на входной и создания натяжения на выходной сторонах были установлены эджерные валки (рис. 3.30).

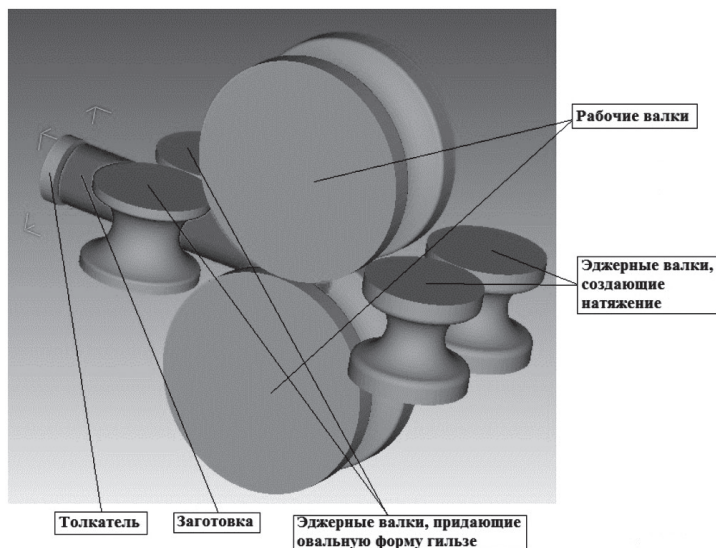


Рис. 3.30. Компьютерная модель СПП-1 с эджерными валками

Условия режима раскатки гильзы при компьютерном моделировании приведены в табл. 3.9.

Таблица 3.9

Матрица вычислительных экспериментов

Номер вычислительного эксперимента	1	2	3	4
Коэффициент вытяжки λ	2,11	2,24	2,37	2,49
Толщина стенки гильзы S_r , мм	15	16	17	18
Диаметр гильзы D_r , мм	166			
Диаметр черновой трубы D_q , мм	160			
Толщина стенки черновой трубы S_q , мм	7			
Коэффициент натяжения ω	1,1			
Коэффициент овализации гильзы ξ	1,25			

Эджерные валки на входе в очаг деформации обеспечивают овализацию гильзы с соотношением осей, равным 1,25, а эджерные валки на выходе из очага деформации обеспечивают коэффициент кинематического натяжения, равный $\omega = 1,1$.

При постановке задач в программе DEFORM-3D в соответствии с практическими данными температура гильзы задавалась равной $\theta = 1200$ °С, температура валков и оправки — $\theta = 150$ °С, температура воздуха — $\theta = 20$ °С. Теплоотдача от заготовки к инструменту была задана коэффициентом теплопередачи $\chi = 5$ Вт/(м³·К) [10]. На поверхности инструмента граничные условия были заданы следующим образом: нормальная составляющая скорости частиц металла; закон трения был задан по Зибелю $\tau|_{S_s} = \psi \tau_s$. Показатель напряжения трения на рабочих и эджерных валках был принят равным $\psi = 0,7$, на оправке $\psi = 0,2$. Скорость вращения валков на СПП-1 принята равной 125 об/мин. В качестве материала заготовки использовалась сталь AISI-1045, являющаяся аналогом российской стали 45.

В каждом вычислительном эксперименте после моделирования процесса раскатки гильзы на короткой оправке производилось измерение толщины стенки в выпуске $S_{\text{вып}}$ и вершине $S_{\text{верш}}$ калибра, а затем вычислялся безразмерный параметр $\left(\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}}\right)_i$, где i — номер вычислительного эксперимента (табл. 3.10).

Таблица 3.10

Результаты измерения параметра $\left(\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}}\right)_i$, характеризующего

формоизменение металла в выпуске калибра

Номер вычислительного эксперимента	1	2	3	4
Коэффициент вытяжки λ	2,11	2,24	2,4	2,49
$\left(\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}}\right)_i$	1,46	1,52	1,73	1,82

По данным табл. 3.10 был построен график, представленный на рис. 3.31.

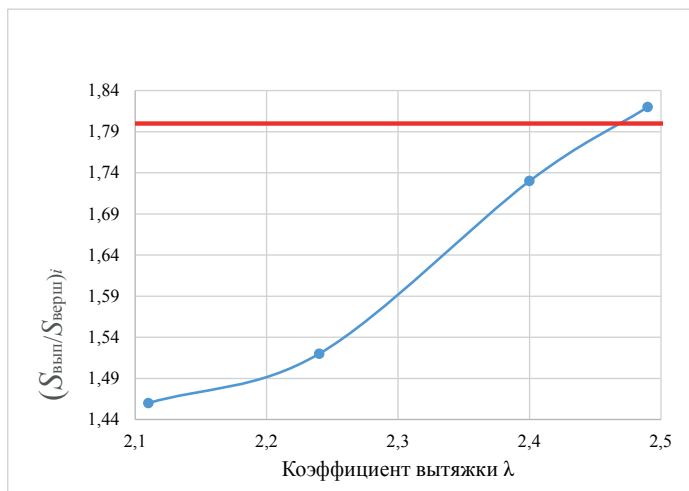


Рис. 3.31. Зависимость параметра $\left(\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}}\right)_i$ от коэффициента вытяжки при коэффициенте натяжения $\omega = 1,1$

На рис. 3.31 жирной линией отмечено критическое значение безразмерного параметра $\left(\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}} \right)_{\text{кр}} = 1,80$.

Из графика на рис. 3.31 видно, что с увеличением коэффициента вытяжки происходит увеличение толщины стенки в выпуске калибра $S_{\text{вып}}$, а следовательно, возрастает безразмерный параметр $\left(\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}} \right)_i$.

Максимальное значение коэффициента вытяжки, при котором не происходит превышения критического значения параметра $\left(\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}} \right)_{\text{кр}}$, составляет $\lambda = 2,40$. При $\lambda = 2,49$ безразмерный параметр

составляет $\left(\frac{S_{\text{вып}}}{S_{\text{верш}}} \right)_4 = 1,82$. Согласно результатам компьютерного

моделирования значение коэффициента вытяжки на СПП-1 может быть увеличено до 2,40, вместо применяемого в настоящее время $\lambda = 1,25 \div 1,55$.

3.4.2. Пример расчета таблицы прокатки с увеличенным коэффициентом вытяжки при раскатке труб на короткой оправке

Для сравнения и демонстрации эффективности предлагаемого технического решения, связанного с установкой эджерных валков на входной и выходной сторонах СПП-1, рассчитаны таблицы прокатки изготовления тонкостенных горячекатаных труб размерами 168×6,0; 168×5,0; 168×4,0 (см. табл. 3.11). Следует отметить, что на ТПА-140 не производят трубы из непрерывно-литой заготовки с толщиной менее 7,0 мм.

Из табл. 3.11 видно, что повышение коэффициента вытяжки на СПП-1 позволит производить на ТПА-140 тонкостенные трубы. При этом коэффициент вытяжки на прошивном стане принимает меньшее значение, чем при производстве толстостенных труб по действующей в цехе технологии.

Таблица 3.11

Таблица прокатки тонкостенных труб, рассчитанная
в соответствии с новым техническим решением

Размер готовых труб, мм	Наружный диаметр	Диаметр заготовки, мм		Прошивной стан		СПП-1		СПП-2		Обкатной стан		Калибровочный стан				
		Размер гильзы, мм	Толщина стенки	Коэффициент вытяжки	Диаметр	Размеры труб, мм	Толщина стенки	Коэффициент вытяжки	Диаметр	Размеры труб, мм	Толщина стенки	Коэффициент вытяжки	Диаметр	Размеры труб, мм	Толщина стенки	Коэффициент вытяжки
168	6	156	165	18,64	2,23	160	7,4	2,4	158	6,5	1,15	175	5,9	170	6	1,01
168	5	156	165	15,54	2,62	160	6,3	2,4	158	5,5	1,15	175	4,9	170	5	1,01
168	4	156	165	12,55	3,18	160	5,15	2,4	158	4,5	1,15	175	3,9	170	4	1

Таким образом, в ходе исследования было установлено, что при максимально возможном кинематическом натяжении на СПП-1, равном $\omega = 1,1$ удастся существенно уменьшить утолщение стенок трубы в выпусках калибра и тем самым снизить вероятность образования дефекта «риска» при повышенных коэффициентах вытяжки. Компьютерное моделирование процесса прокатки труб в СПП-1 позволило установить, что коэффициент вытяжки может быть увеличен с 1,5 до 2,4. Повышение коэффициента вытяжки позволяет снизить нагрузку на прошивной стан и тем самым повысить точность и качество гильз, а также расширить сортament продукции цеха Т-2 ОАО «СинТЗ» при прокатке тонкостенных труб.

3.5. Исследование процесса редуцирования труб

Одним из высокопроизводительных способов изготовления труб является непрерывная прокатка. При этом способе прокатка труб осуществляется одновременно во всех клетях стана, что позволяет создавать натяжение или подпор в процессе прокатки и контролировать изменение толщины стенки по длине трубы. Характерным представителем станов непрерывной прокатки является редуционно-растяжной стан (PPC). Благодаря высокой скорости прокатки и автоматизации PPC обеспечивают высокую производительность трубопрокатного агрегата, а также возможность получения широкого сортамента труб. Одним из главных параметров настройки PPC является частота оборотов валков, которая напрямую влияет на коэффициент кинематического натяжения ω между клетями стана. Из теории известно, что если $\omega > 1$, то прокатка ведется с натяжением, если $\omega < 1$ — с подпором. При прокатке с натяжением происходит утонение стенки трубы, а при прокатке с подпором — утолщение. Таким образом, коэффициент кинематического натяжения оказывает существенное воздействие на изменение толщины стенки по длине трубы.

Предметом настоящей работы являлось создание математической модели настройки редуционного стана, проверка этой модели с помощью компьютерного моделирования, а также исследование влияния коэффициента кинематического натяжения на продольную и поперечную разностенность труб, прокатанных на PPC.

На основании методик расчета скоростного режима прокатки в редуционном стане, представленных в [11–13], была разработана математиче-

ская модель настройки РРС в программе Mathcad. Разработанная модель позволяет рассчитывать режимы обжатия, необходимое количество клетей, параметры очага деформации, катающие диаметры, коэффициенты кинематического и пластического натяжения, значения диаметра и толщины стенки трубы, а также частоту оборотов валков по клетям РРС.

Для проверки разработанной математической модели и исследования влияния коэффициента кинематического натяжения на разностенность труб было проведено компьютерное моделирование процесса прокатки в трех клетях РРС в программе Deform-3D. При создании твердотельных моделей валков и постановке вычислительного эксперимента использовались действующие калибровки и технологические параметры настройки РРС с трехвалковыми клетями в трубоэлектросварочном цехе 20–102 ПАО «Северский трубный завод». В табл. 3.12 представлена матрица эксперимента. Размеры труб после прокатки в каждой клетке, коэффициенты кинематического и пластического натяжения, геометрические параметры очага деформации, катающие диаметры и частота оборотов валков по клетям были рассчитаны с помощью математической модели, реализованной в программе Mathcad. Всего было поставлено четыре вычислительных эксперимента, в каждом из которых менялся коэффициент кинематического натяжения ω , который определяется по следующей формуле:

$$\omega_{i+1} = \frac{V_{i+1}}{\lambda_{i+1} \cdot V_i},$$

где i — номер клетки; V_i и V_{i+1} — соответственно скорость выхода трубы из i и $i+1$ клетей; λ_{i+1} — коэффициент вытяжки в $i+1$ клетке.

Таблица 3.12

Матрица эксперимента

№ эксперимента	Коэффициент кинематического натяжения		Диаметр заготовки D_0 , мм	Толщина стенки заготовки S_0 , мм	Длина заготовки l_0 , мм	Диаметр готовой трубы D_k , мм	Толщина стенки готовой трубы S_k , мм
	между первой и второй клетью ω_{12}	между второй и третьей клетью ω_{23}					
1	1,002	1,002	71,4	5	1000	59,52	4,5
2	1,005	1,005					
3	1,010	1,010					
4	1,015	1,015					

При постановке вычислительных экспериментов в программе Deform-3D коэффициент трения по Кулону между трубой и инструментом во всех клетях принимался равным $f = 0,4$; расстояние между клетями принималось равным 350 мм; скорость входа трубы в первую клеть $V_0 = 1416,7$ мм/с; коэффициенты вытяжки соответственно в первой, второй и третьей клетях составляли $\lambda_1 = 1,104$; $\lambda_2 = 1,104$; $\lambda_3 = 1,100$; идеальный диаметр валков составлял 330 мм. Из библиотеки материалов в программе Deform-3D для заготовки была выбрана сталь AISI-1045, аналогичная стали 45. Температура нагрева заготовок принята равной 950 °С, температура инструмента — 200 °С. На рис. 3.32 представлена трехмерная трехклетевая модель РРС в программе Deform-3D.

Измерения толщины стенки производились в N поперечных сечениях прокатанной трубы, находящихся на расстоянии 50 мм друг от друга (см. рис. 3.33). В каждом поперечном сечении трубы производилось измерение толщины стенки в 100 радиальных сечениях, каждое из которых отстоит от начала отсчета на угол φ (см. рис. 3.33). Угол φ связан с номером радиального сечения следующей формулой [14]:

$$\varphi_k = \frac{2\pi}{n} \cdot k,$$

где n — количество измерений толщины стенки в радиальном сечении; k — номер радиального сечения, в котором производится измерение толщины стенки.

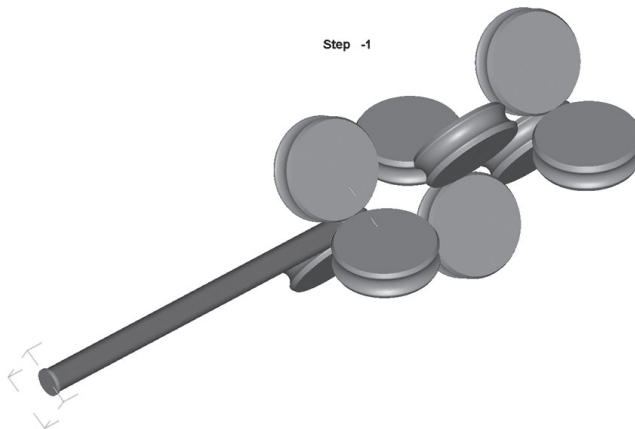


Рис. 3.32. Трехмерная трехклетевая модель РРС в программе Deform-3D

По результатам измерения в каждом поперечном сечении на выходе из очага деформации были рассчитаны средняя толщина стенки \bar{S} , дисперсия σ^2 , среднее квадратическое отклонение σ и коэффициент вариации $\frac{\sigma}{\bar{S}}$. Результаты расчета представлены в табл. 3.13. Следует отметить, что при моделировании перед прокаткой в первой клетке трубы были идеально круглыми и не имели разностенности.

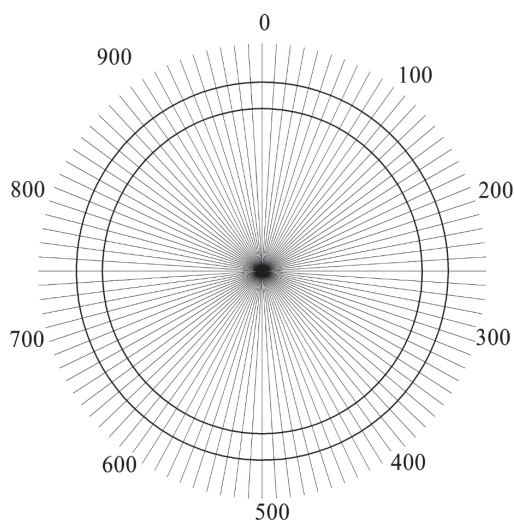


Рис. 3.33. Схема для измерения толщины стенки трубы в N поперечных сечениях

Таблица 3.13

**Усредненные значения толщины стенки трубы по клетям РРС,
полученные в установившейся стадии прокатки**

Номер клетки	$\omega_{12}, \omega_{23} = 1,002$				$\omega_{12}, \omega_{23} = 1,005$				$\omega_{12}, \omega_{23} = 1,010$			
	\bar{S} , мм	σ^2 , мм ²	σ , мм	$\frac{\sigma}{\bar{S}}$, %	\bar{S} , мм	σ^2 , мм ²	σ , мм	$\frac{\sigma}{\bar{S}}$, %	\bar{S} , мм	σ^2 , мм ²	σ , мм	$\frac{\sigma}{\bar{S}}$, %
1	5,12	0,0031	0,0556	1,1	5,04	0,0027	0,0524	1,0	4,92	0,0022	0,0477	1,0
2	4,98	0,0062	0,0784	1,6	4,91	0,0046	0,0682	1,4	4,72	0,0033	0,0581	1,2
3	4,86	0,0081	0,0899	1,9	4,82	0,0063	0,0796	1,7	4,64	0,0055	0,0741	1,6

По данным табл. 3.13 был построен график, который представлен на рис. 3.34.

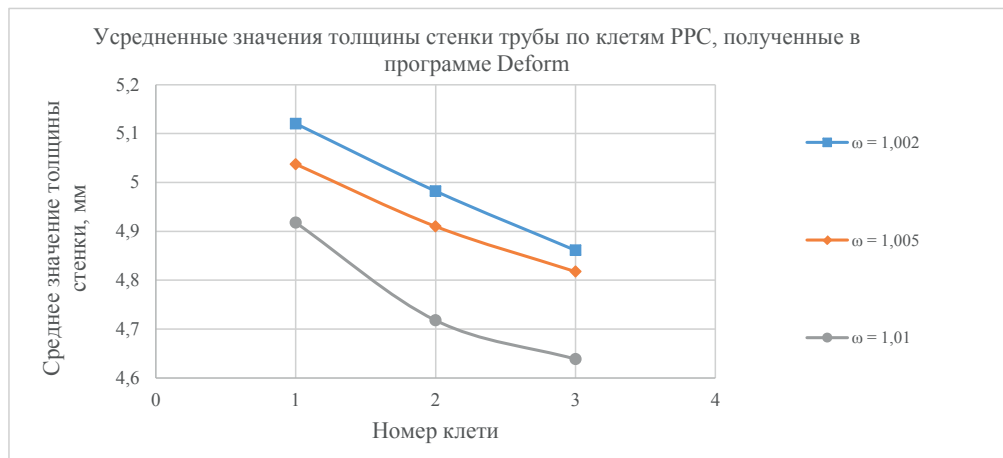


Рис. 3.34. Усредненные значения толщины стенки трубы по клетям PPC, полученные в программе Deform-3D

Трубы приобрели разностенность в процессе прокатки, которая определяется калибровкой валков редукционного стана. Из графика на рис. 3.34 и табл. 3.13 видно, что с увеличением коэффициента кинематического натяжения средние значения толщины стенки трубы после каждой клетки уменьшаются. Среднее значение толщины стенки после третьей клетки при $\omega_{12}, \omega_{23} = 1,010$ на 4,5 % меньше среднего значения толщины стенки трубы при $\omega_{12}, \omega_{23} = 1,002$. Также видно, что с увеличением коэффициента кинематического натяжения разброс результатов относительно среднего значения толщины стенки уменьшается, то есть разностенность трубы уменьшается. Наименьшие значения дисперсии σ^2 , среднеквадратического σ отклонения и коэффициента вариации $\frac{\sigma}{S}$ наблюдаются для случая, когда коэффициент кинематического натяжения $\omega_{12}, \omega_{23} = 1,010$.

3.6. Моделирование процесса высадки концов бурильных и насосно-компрессорных труб

3.6.1. Технология и оборудование для высадки концов труб

В отечественной и зарубежной практике производства бурильных и насосно-компрессорных труб для высадки их концов наибольшее распространение получили горизонтально-ковочные машины и гидравлические прессы, причем последние обладают рядом преимуществ. Широкое применение этого оборудования обусловлено возможностью получения утолщений различной формы при высокой производительности. Кроме того, высаженные концы труб имеют сравнительно высокую точность размеров и удовлетворительное качество поверхности.

Схема высадки концов труб на горизонтально-ковочной машине и гидравлическом прессе представлена на рис. 3.35. Процесс высадки заключается в следующем. Труба с нагретым до заданной температуры концом помещается в матрицы. Цилиндрический, конический и переходный участки матриц длиной соответственно $L_{\text{цил}}$, $L_{\text{кон}}$ и $L_{\text{пер}}$ образуют штамповое пространство, определяющее наружные размеры высаженного конца трубы. Осадка трубы осуществляется в осевом направлении поршневой частью пуансона, диаметр $D_{\text{порш}}$ которой наиболее близок к диаметру цилиндрической части матриц. Рабочий участок пуансона имеет небольшую конусность, которая обеспечивает извлечение инструмента из очага деформации. Этот участок ограничивает течение металла трубы внутрь, определяет внутренние размеры высаженного конца трубы, а также поддерживает профиль заготовки от потери устойчивости в начале высадки. Процесс высадки разделяют на несколько стадий [16]: потеря устойчивости (выпучивание стенки заготовки); течение металла внутрь и заполнение штампового пространства; доштамповка и оформление конечных размеров высаженного конца трубы. В зависимости от размеров и вида утолщений концов труб операцию высадки производят за один, два или более проходов с применением одного или двух нагревов конца трубы.

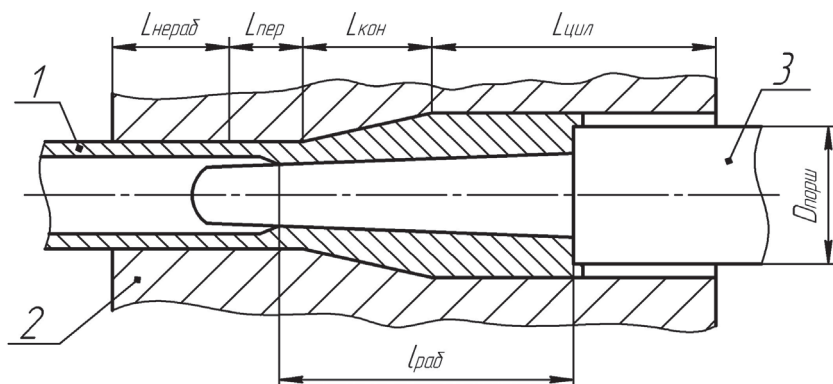


Рис. 3.35. Схема высадки концов труб: 1 — труба;
2 — матрицы; 3 — пуансон

Для высадки концов труб нефтяного сортамента используют преимущественно гидравлические прессы иностранного производства. Наибольшее распространение получили гидравлические прессы фирмы SMS Meer. Технологический процесс высадки концов труб на этом оборудовании состоит в следующем. Трубы из загрузочного устройства поштучно передаются на нагрев концов в трех последовательно расположенных индукторах. В зависимости от заданной длины нагрева индукторы автоматически позиционируются относительно нагреваемого конца трубы. В первом и втором индукторах производится предварительный нагрев металла до температуры 850 °С. В зависимости от марки стали температура нагретых концов труб на выходе из третьего индуктора находится в диапазоне 1250–1290 °С. При этом обеспечение равномерности нагрева по длине осуществляется специальным устройством, выполненным в виде короткозамкнутого кольца, положение которого меняет магнитное поле, создаваемое катушкой индуктора, и влияет на температуру торца заготовки. После отвода третьего индуктора труба манипулятором задается в пресс, где фиксируется кулачками. Матрицы, расположенные на поворотных рычагах, сводятся в положение высадки и фиксируются. Высадочный пуансон совершает рабочий ход и при достижении заданного значения давления в главном гидроцилиндре осуществляется его задержка в течение 1,5–2,5 с. Прессы с различным значением максимального усилия высадки от 2500 до 2800 кН установлены в АО «Первоуральский новотрубный завод», ПАО «Синарский трубный завод» и ПАО «Таганрогский металлургический завод».

3.6.2. Особенности постановки задач компьютерного моделирования процесса высадки концов труб в программе Deform-3D

Общий подход к постановке и решению задач компьютерного моделирования состоит в следующем. Создают твердотельные модели инструмента и заготовки, затем осуществляют импортирование полученных моделей в программу Deform-3D, задают их взаимное расположение и описывают движение в пространстве. Далее следует генерация сетки конечных элементов и задание свойств материала заготовки. После установления начальных и граничных условий процесса осуществляют выбор алгоритма решателя и параметров расчета. Далее осуществляют решение объемной краевой задачи теории обработки металлов давлением и анализируют полученные результаты.

Для рассматриваемого процесса создание твердотельных моделей инструмента выполнено в программе SolidWorks согласно действующей в АО «Первоуральский новотрубный завод» калибровке матриц и пуансона. Импортирование полученных моделей в программу Deform-3D осуществлено путем сохранения моделей в файл с расширением *.stl. Указанный формат файла хранит информацию о форме и размерах объекта в виде конечного набора тетраэдров, с заданной степенью точности повторяющих геометрию объекта.

Твердотельная модель трубной заготовки представляет собой полый цилиндр длиной 750 мм. Номинальный диаметр и толщина стенки трубы равны 73,02 мм и 5,51 мм соответственно. Встроенные средства программы Deform-3D позволяют создавать твердотельные модели подобных примитивов, поэтому к помощи сторонних программ не прибегали. Выбранной длины заготовки достаточно для решения температурной задачи, когда нагрев осуществляется не всей заготовки, а некоторой ее части, при этом между нагретым концом и телом трубы наблюдается переходный температурный участок. Уменьшение длины заготовки в моделируемом процессе (для сравнения длина труб в соответствии с нормативной документацией составляет 9500–10500 мм) позволяет сократить время расчетов, а с учетом имеющихся ограничений на количество конечных элементов повысить точность решения там, где это необходимо.

Количество конечных элементов, на которые разбивалась модель заготовки, составило для разных вычислительных экспериментов в среднем 250 000 шт. Плотность сетки на торцах заготовки была увеличена вдвое. Кроме того, в программе Deform-3D реализована возможность

автоматического увеличения количества конечных элементов в зависимости от искажения исходной геометрии элементов.

Для изготовления труб наиболее востребованных групп прочности применяют, как правило, низколегированные стали, например, 30 Г2. Однако в базе материалов в программе Deform-3D данная сталь отсутствует, поэтому выбран ближайший аналог — сталь AISI-1045, термомеханические свойства которой описаны в диапазоне температур от 20 до 1100 °С с возможностью расширения заданного диапазона методом экстраполяции данных, который при необходимости применяется программой Deform-3D автоматически.

Модель движения пуансона определена исходя из технической характеристики гидравлического пресса SMS Meer. Максимальная скорость перемещения пуансона без нагрузки составляет 500 мм/с, под нагрузкой — 95 мм/с, при этом максимальное значение силы деформации равно 2500 кН. На рис. 3.36 представлена зависимость скорости перемещения пуансона от усилия высадки, заложенная в решение задач конечно-элементного моделирования.

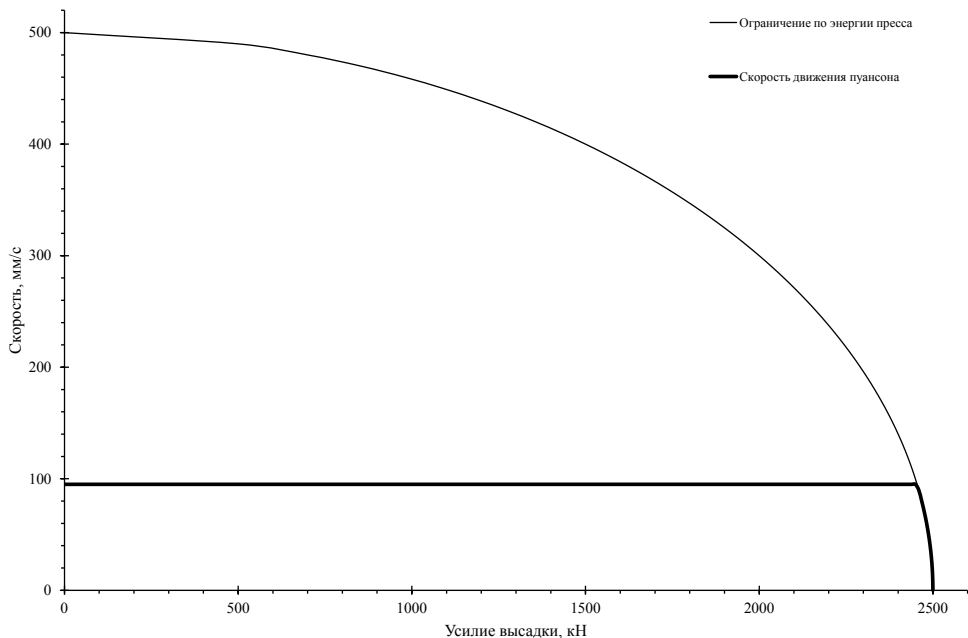


Рис. 3.36. Модель движения пуансона

Условие трения на контактной поверхности металла заготовки с инструментом описано на основании закона трения по Зибелю:

$$\tau = \psi \cdot \tau_s, \quad (3.5)$$

где τ — напряжение трения, МПа; ψ — показатель трения; τ_s — сопротивление деформации материала на сдвиг, МПа.

Температурные граничные условия сформулированы как граничные условия третьего рода:

$$q = \alpha \cdot \Delta\theta, \quad (3.6)$$

где q — плотность теплового потока на граничной поверхности, Вт/м²; α — коэффициент теплопередачи, Вт/(м²·К); $\Delta\theta$ — разность температур, °С. Значения коэффициента теплопередачи выбраны в соответствии с рекомендациями разработчиков программного обеспечения Deform-3D. На границах контакта заготовки с окружающей средой и с инструментом коэффициенты приняты равными 0,02 и 5 Вт/(м²·К) соответственно.

Назначение технологических параметров процесса, подлежащих изменению в ходе моделирования, выполнено в рамках планирования вычислительного эксперимента. В число неизменных параметров входят калибровка инструмента для высадки концов насосно-компрессорных и бурильных труб, длина и материал заготовки, кинематика инструмента, а также температурные граничные условия.

3.6.3. Планирование вычислительного эксперимента

Целью постановки и решения задач конечно-элементного моделирования процесса высадки концов труб является изучение закономерностей формоизменения металла от условий процесса и установление причин возникновения внутренних дефектов (рис. 3.37). На качество продукции оказывают влияние такие технологические параметры процесса, как длина, температура и равномерность нагрева концов труб, отклонение фактических размеров труб от номинальных, включая разностенность заготовки, условия трения на контактной поверхности, температура инструмента, а также точность настройки пресса, а именно точность установки трубы пуансона относительно оси матрицы. Указанные параметры технологического процесса при моделировании подвергались варьированию. Матрица вычислительного эксперимента представлена в табл. 3.14.

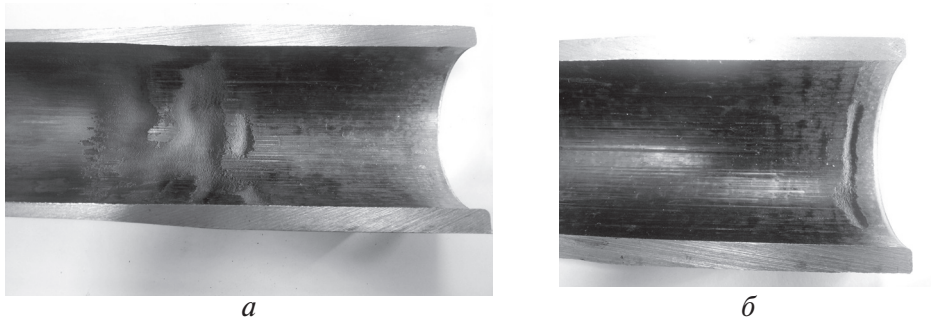


Рис. 3.37. Характерные дефекты при высадке концов труб:
 а — незаполнение штампового пространства в зоне конического пояса матрицы; б — незаполнение штампового пространства вблизи торца высаженного конца трубы

Таблица 3.14

Матрица вычислительного эксперимента

№ задачи п/п	Размер трубы $D \times S$ или $D \times (S_{\min} - S_{\max})$, мм	Расстояние от торца трубы до торца матрицы, мм	Показатель трения ψ	Температура конца трубы перед высадкой, °C	Длина нагретого конца трубы, мм	Температура торца трубы, °C	Температура матриц/пуансона, °C	Расстояние между осью пуансона и осью матриц $E_{\text{п}}$, мм	Расстояние между осью трубы и осью матриц $E_{\text{тр}}$, мм	Угол между осью пуансона и осью матриц E_{γ} , град.
1	73,02×5,51	85	0,3	1200	240	1200	200/130	0	0	0
2	72,23×4,82	85	0,3	1200	240	1200	200/130	0	0	0
3	73,81×6,2	85	0,3	1200	240	1200	200/130	0	0	0
4	73,02× ×(4,82–6,2)	85	0,3	1200	240	1200	200/130	0	0	0
5	73,02×5,51	50	0,3	1200	240	1200	200/130	0	0	0
6	73,02×5,51	120	0,3	1200	240	1200	200/130	0	0	0
7	73,02×5,51	85	0,7	1200	240	1200	200/130	0	0	0
8	73,02×5,51	85	0,3	1100	240	1200	200/130	0	0	0
9	73,02×5,51	85	0,3	1200	190	1200	200/130	0	0	0
10	73,02×5,51	85	0,3	1200	290	1200	200/130	0	0	0

Окончание табл. 3.14

№ задачи п/п	Размер трубы $D \times S$ или $D \times (S_{\min} - S_{\max})$, мм	Расстояние от торца трубы до торца матрицы, мм	Показатель трения ψ	Температура конца трубы перед высадкой, °C	Длина нагретого конца трубы, мм	Температура торца трубы, °C	Температура матриц/пуансона, °C	Расстояние между осью пуансона и осью матриц E_n , мм	Расстояние между осью трубы и осью матриц $E_{тр}$, мм	Угол между осью пуансона и осью матриц E_y , град.
11	73,02×5,51	85	0,3	1200	240	1100	200/130	0	0	0
12	73,02×5,51	85	0,3	1200	240	1290	200/130	0	0	0
13	73,02×5,51	85	0,3	1200	240	1200	150/100	0	0	0
14	73,02×5,51	85	0,3	1200	240	1200	250/180	0	0	0
15	73,02×5,51	85	0,3	1200	240	1200	200/130	0,1	0	0
16	73,02×5,51	85	0,3	1200	240	1200	200/130	0	0,76	0
17	73,02×5,51	85	0,3	1200	240	1200	200/130	0	0	0,23
18	73×9,2	65	0,3	1250	195	1250	200/130	0	0	0

Моделирование процесса высадки выполнено для насосно-компрессорных и бурильных труб, изготавливаемых соответственно по API Spec5CT и ГОСТ Р 50278–92. Выбранной насосно-компрессорной трубе 73,02×5,51 мм соответствует симметричное поле допуска по диаметру $\pm 0,79$ мм, а по толщине стенки поле допуска одностороннее и составляет $-12,5\%$. Верхнее значение поля допуска по толщине стенки стандартом не регламентировано. Однако в заводской технической документации оно, как правило, устанавливается равным $+12,5\%$ либо ужесточается. Выбор фактических размеров заготовок для моделирования процесса в пределах допусков обусловлен необходимостью рассмотрения случаев высадки концов труб с минимальной и максимальной площадью поперечного сечения

$$F = \frac{\pi}{4} \left(D^2 - (D - S_{\min} - S_{\max})^2 \right), \quad (3.7)$$

а также с минимальной и максимальной разностенностью заготовок

$$\frac{\Delta S}{S_{\text{НОМ}}} = \frac{S_{\text{max}} - S_{\text{min}}}{S_{\text{НОМ}}}. \quad (3.8)$$

Здесь D , S_{min} , S_{max} — фактический диаметр, минимальная и максимальная толщина стенки заготовки, мм.

В качестве безразмерных параметров, характеризующих фактические размеры заготовок, выбраны следующие величины:

$$K_F = \frac{F - F_{\text{min}}}{F_{\text{max}} - F_{\text{min}}}, \quad (3.9)$$

$$K_S = \frac{\frac{\Delta S}{S_{\text{НОМ}}} - \left(\frac{\Delta S}{S_{\text{НОМ}}} \right)_{\text{min}}}{\left(\frac{\Delta S}{S_{\text{НОМ}}} \right)_{\text{max}} - \left(\frac{\Delta S}{S_{\text{НОМ}}} \right)_{\text{min}}}. \quad (3.10)$$

Значения указанных безразмерных параметров приведены в табл. 3.15.

Таблица 3.15

Значения безразмерных параметров K_F и K_S

№ задачи	D , мм	S_{min} , мм	S_{max} , мм	$\frac{\Delta S}{S_{\text{НОМ}}}$	F , мм ²	K_F	K_S
1	73,02	5,51	5,51	0	1168,6099	0,5	0
2	72,23	4,82	4,82	0	1020,7543	0	0
3	73,81	6,2	6,2	0	1316,8991	1	0
4	73,02	4,82	6,2	0,25	1168,6099	0,5	1
минимальное значение				0	1020,7543		
максимальное значение				0,25	1316,8991		

Моделирование высадки концов бурильных труб ПН 73×9,2 мм по ГОСТ Р 50278–92 запланировано с целью проверки технологической возможности изготовления труб без дефектов за одну операцию, в то время как классическая технология получения этих труб предполагает применение от трех до четырех проходов высадки.

Расстояние от торца трубы до кромки матрицы $L_{\text{км}}$ определяет объем металла, за счет которого происходит формирование высаженного

конца трубы (рис. 3.38). Номинальные значения этого параметра рассчитаны для действующей в АО «Первоуральский новотрубный завод» калибровки инструмента и приведены в табл. 3.14 для задач № 1 ($L_{\text{км}} = 85$ мм) и № 18 ($L_{\text{км}} = 65$ мм). Увеличение расстояния $L_{\text{км}}$ приводит к переполнению калибра металлом, а уменьшение — к нехватке металла в очаге деформации. Для установления влияния указанного фактора на качество внутренней поверхности высаженных концов насосно-компрессорных труб значения расстояния от торца трубы до торца матрицы выбраны на трех уровнях, включая значения 50 и 120 мм.

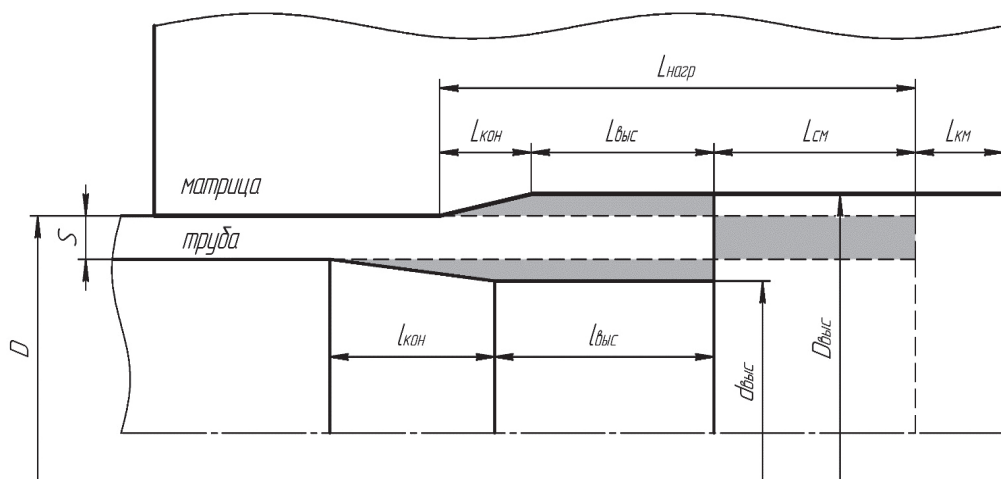


Рис. 3.38. Схема для определения режимов высадки

Количество наносимой смазки на инструмент является одним из основных технологических параметров процесса высадки. В то же время концентрация смазочного состава и его качество не являются стабильными. Для оценки влияния условий трения на контактной поверхности с инструментом показатель трения по Зибелю был выбран на двух уровнях 0,3 и 0,7. Меньшее значение соответствует рекомендациям разработчиков программного обеспечения Deform-3D для процессов горячей объемной штамповки с нанесенной на инструмент смазкой, а большее значение соответствует случаю деформации без смазки.

Нагрев концов труб перед высадкой осуществляется таким образом, чтобы после подачи заготовки в очаге деформации температу-

ра металла была равномерной по всему объему, в том числе вблизи торца трубы и в области перехода от конической к нерабочей части матриц (см. рис. 3.38). Однако обеспечение этого условия требует задания точных параметров настройки индукторов и положения короткозамкнутого кольца в последнем индукторе, что не всегда удается обеспечить должным образом ввиду непостоянства диаметра и толщины стенки заготовок. В связи с этим в работе изучалось влияние температуры заготовки, равномерности и длины нагрева концов труб на качество получаемой продукции. Решение отдельных температурных задач и сравнение полученных результатов с промышленными данными в случае высадки концов насосно-компрессорных труб позволило сформулировать начальные температурные условия для решения деформационных задач. Температура нагрева заготовок варьировалась на двух уровнях, длина нагрева — на трех уровнях, температура торца трубы выбиралась равной заданной температуре нагрева заготовки, а также завышалась и занижалась относительно нее (см. табл. 3.14).

Температура инструмента также играет важную роль при высадке концов труб. С одной стороны, от температурных условий эксплуатации инструмента зависит его стойкость. С другой стороны, температура инструмента определяет интенсивность охлаждения металла заготовки на поверхности контакта и, следовательно, механические свойства стали. Для изучения влияния на условия процесса высадки температура матриц и пуансона была принята равной 200 °С и 130 °С и изменялась в диапазонах 150–250 °С и 100–180 °С соответственно.

Отдельно была представлена задача по изучению влияния параметров настройки оборудования пресса на качество получаемых изделий. Настройка оборудования заключается в обеспечении соосности основных его узлов — зажимных кулачков, матриц и пуансона, а также в обеспечении точности установки трубы относительно матриц. В связи с этим решались задачи моделирования, в которых пуансон, а затем труба были смещены в радиальном направлении до соприкосновения с матрицами (см. рис. 3.39 и 3.40 соответственно), а также пуансон был повернут относительно оси матриц на максимальный угол 0,23° (см. рис. 4.41), определяемый соотношением диаметров цилиндрического участка матриц и поршневой части пуансона.

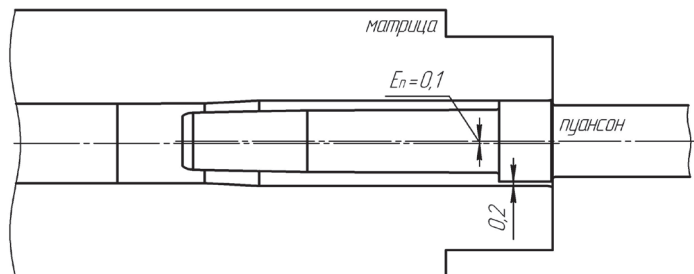


Рис. 3.39. Радиальное смещение пуансона относительно матриц

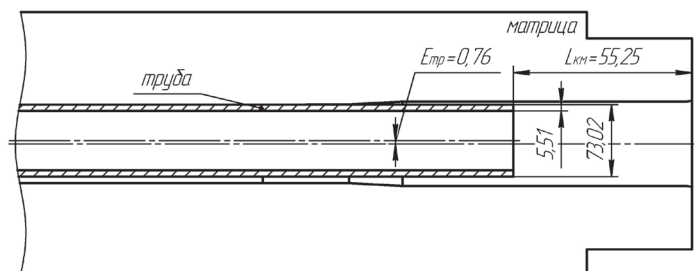


Рис. 3.40. Радиальное смещение трубы относительно матриц

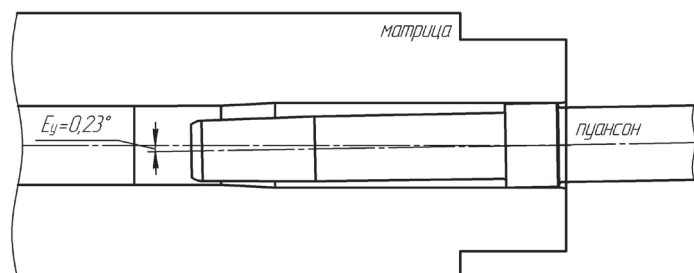


Рис. 3.41. Угловое смещение пуансона относительно матриц

3.6.4. Решение температурных задач

В промышленных условиях нагрев металла заготовки осуществляется в индукционной установке ELOTHERM до температур 1250–1290 °С в зависимости от марки стали. Установка состоит из трех последовательно расположенных индукторов, второй и третий из которых снабжены устройствами считывания температуры металла. При этом в программу автоматического управления прессом поступает информация лишь о максимальном значении температуры по длине нагретого конца трубы, которое определяется в момент входа и выхода заготовки из индукторов. Таким образом, получить информацию о фактиче-

ском распределении температур вдоль оси заготовки, а следовательно, сформулировать начальные температурные условия для решения задач компьютерного моделирования средствами, включенными в состав оборудования пресса, не представляется возможным. Для решения этой задачи был проведен промышленный эксперимент с применением тепловизора ThermaCAM P640 производства фирмы FLIR Systems Inc, который был предоставлен отделом главного энергетика АО «Первоуральский новотрубный завод». Режим нагрева концов труб в ходе промышленного эксперимента был назначен с учетом сложившегося опыта производства труб на предприятии и не соответствовал теоретически рассчитанной длине нагрева заготовок. Фактическая длина нагрева концов труб из стали 30 Г2 была установлена равной 310 мм, температура нагрева на выходе из третьего индуктора — 1290 °С, время нагрева в каждом индукторе — 12 с, время транспортировки трубы между индукторами и время подачи заготовки в очаг деформации — 13 с. Теоретическое значение длины нагрева для наблюдаемых условий процесса составляло 235 мм.

В результате обработки термограмм, полученных для шести труб, были получены данные о фактическом распределении температур вдоль оси заготовки на выходе из каждого индуктора в сравнении с заданным режимом нагрева (рис. 3.42).

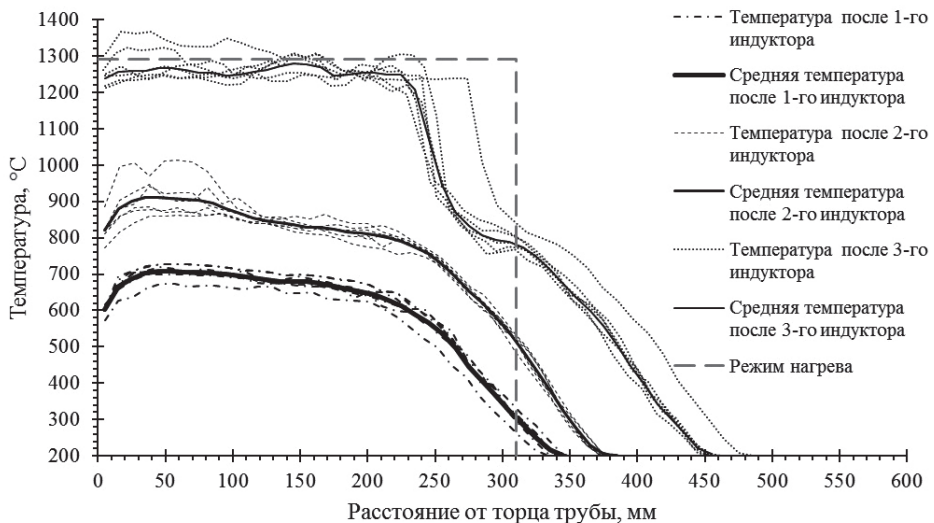


Рис. 3.42. Распределение температур вдоль оси заготовок после нагрева в индукторах

По полученным данным были сделаны следующие выводы. Несмотря на разброс значений от 1240 до 1340 °С, который наблюдается как вдоль нагретого участка трубы, так и при переходе от заготовки к заготовке, средняя температура нагрева, равная 1280 °С, близка к заданной 1290 °С. Фактическая длина нагрева трубы до заданной температуры составила 230 мм, что соответствует теоретически рассчитанному значению 235 мм. Длина участка трубы, где температура металла плавно меняется от значений заданной температуры нагрева до комнатной температуры (холодный участок трубы), составляет не менее 200 мм.

С учетом полученных данных о фактическом распределении температур вдоль оси заготовки в программе Deform-3D была поставлена соответствующая температурная итерационная задача, результатом решения которой стала корректировка значений теплопроводности модельного материала AISI-1045 для обеспечения сходимости компьютерных расчетов и данных промышленного эксперимента. После корректировки теплофизических свойств модельного материала были поставлены и решены остальные температурные задачи в программе Deform-3D в соответствии с планом вычислительного эксперимента.

С учетом охлаждения металла трубы во время транспортировки от нагревательной установки на позицию высадки температура нагрева концов насосно-компрессорных и бурильных труб при планировании вычислительного эксперимента принята равной соответственно 1200 и 1250 °С (см. рис. 3.43). Для задачи № 8 температура нагрева конца трубы уменьшена на 100 °С и составила 1100 °С (см. рис. 3.44). Для изучения влияния длины нагрева концов труб дополнительно были поставлены две задачи, в которых значение длины нагрева отличалось от заданного 240 мм на 50 мм в большую и меньшую стороны (см. рис. 3.45). В зависимости от точности установки короткозамкнутого кольца в третьем индукторе во время нагрева заготовки температура торца трубы может отличаться от заданной в большую или меньшую сторону. В связи с этим в работе поставлены задачи №№ 11 и 12, в которых температура торца заготовки была принята равной 1100 и 1290 °С соответственно (см. рис. 3.46).

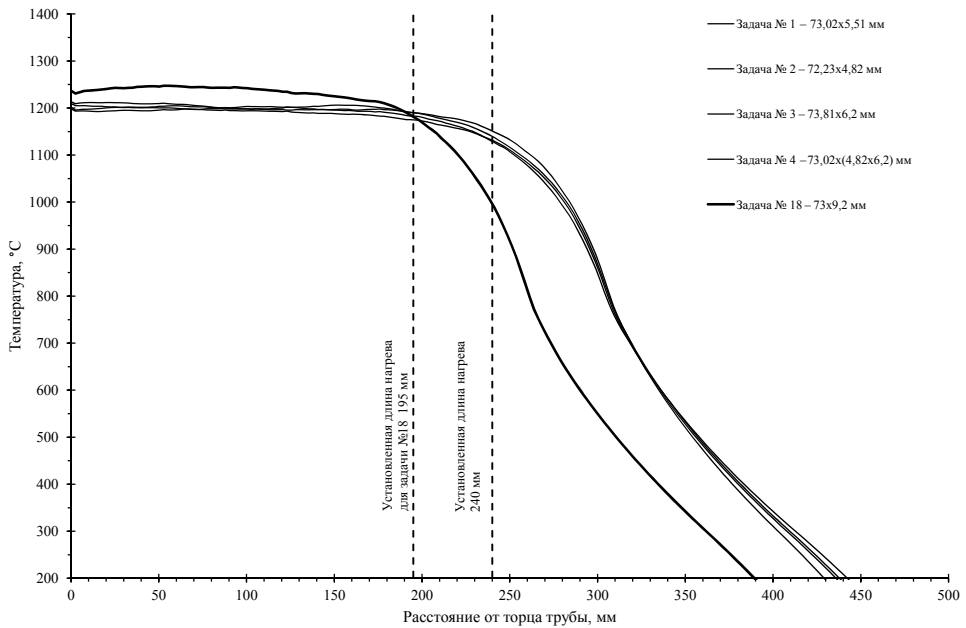


Рис. 3.43. Распределение температуры по длине нагретых концов труб в зависимости от фактических размеров заготовки

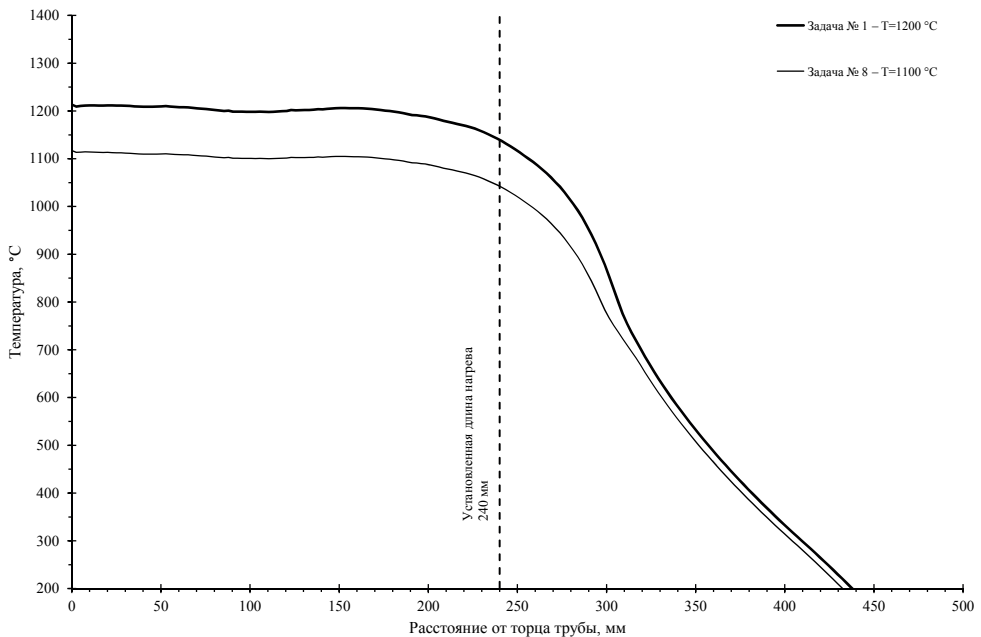


Рис. 3.44. Распределение температуры по длине нагретых концов труб в зависимости от температуры начала деформации

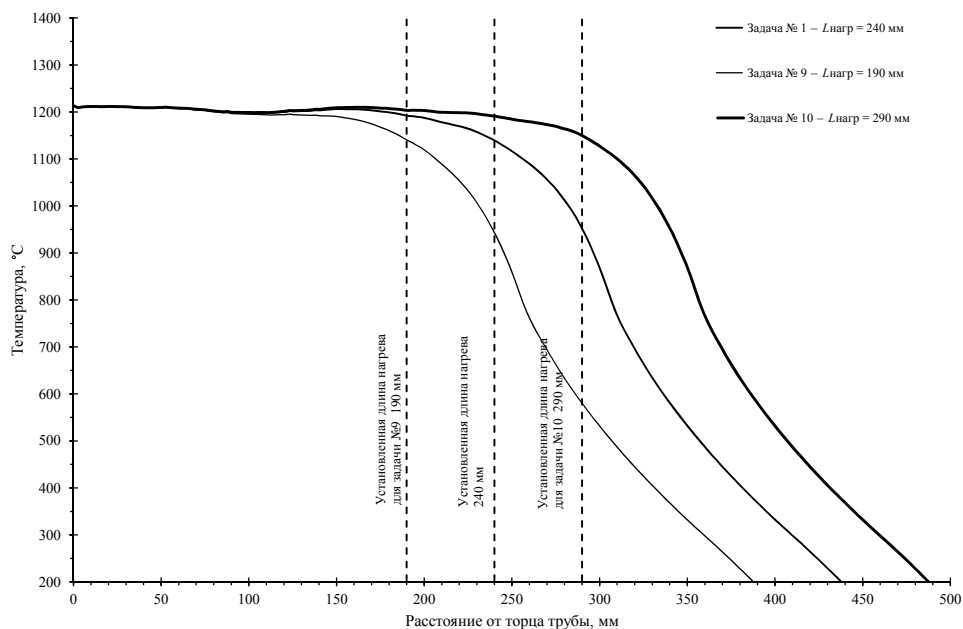


Рис. 3.45. Распределение температуры по длине нагретых концов труб в зависимости от длины нагрева

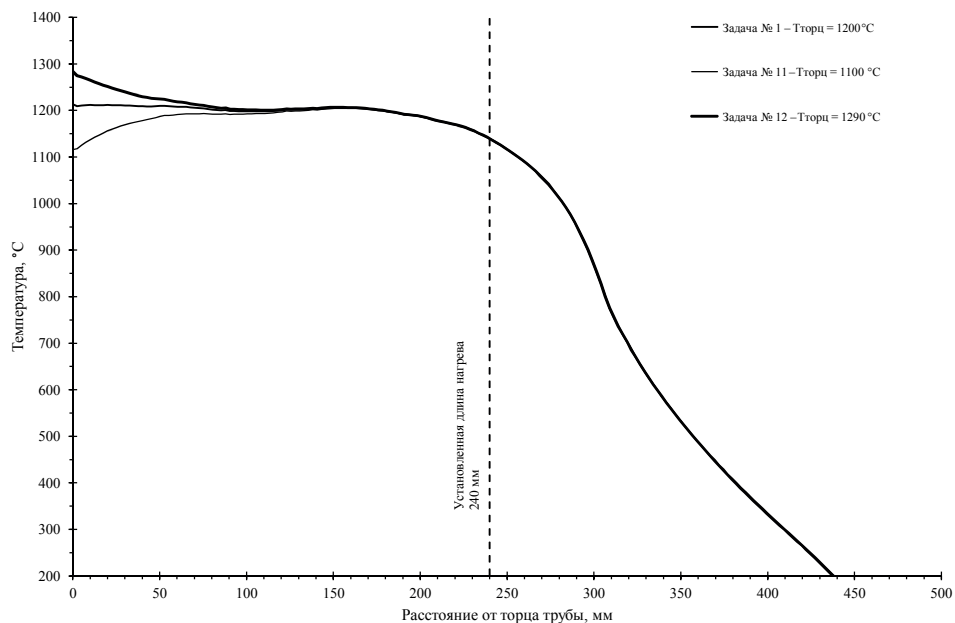


Рис. 3.46. Распределение температуры по длине нагретых концов труб в зависимости от температуры торца

Для задач №№ 5, 6, 7 13, 14, 15, 16 и 17 распределения температур вдоль трубы приняты такими же, как для базовой задачи № 1.

3.6.5. Анализ результатов компьютерного моделирования процесса высадки концов труб

В результате решения задач компьютерного моделирования были получены данные о распределении величин, характеризующих формоизменение металла в очаге деформации в каждый момент времени, а также данные об изменении размеров самого очага деформации и размеров заготовки в процессе высадки. При анализе полученных результатов было выделено несколько стадий процесса высадки с характерными условиями течения металла в каждой из них: раздача трубы пуансоном; потеря устойчивости профиля трубы; формирование локального очага деформации; заполнение штампового пространства металлом и оформление окончательного профиля высаженного конца трубы.

Установлено, что формоизменение заготовки, а также образование внутренних дефектов высаженного конца трубы определяется равномерностью распределения температуры металла в очаге деформации. При этом важную роль играет не только исходное распределение температуры по длине заготовки, но и охлаждение металла в результате контакта с более холодным пуансоном в начальной стадии процесса (рис. 3.47).

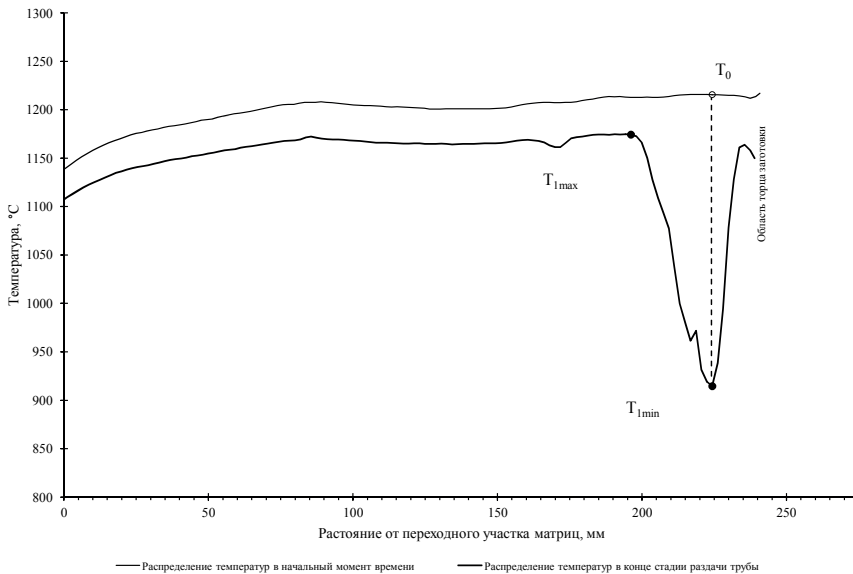


Рис. 3.47. Распределение температур по длине нагретого конца трубы в начале и в конце стадии раздачи заготовки

Для количественной оценки неравномерности температурного поля металла в очаге деформации введен показатель, характеризующий относительный перепад температуры на поверхности заготовки в конце стадии раздачи трубы:

$$K_T = \frac{T_{l\max} - T_{l\min}}{T_{l\max}}. \quad (3.11)$$

Результаты моделирования свидетельствуют о том, что к увеличению градиента температуры в очаге деформации приводят понижение температуры торца заготовки при нагреве, увеличение толщины стенки и разностенности заготовки, уменьшение температуры инструмента, а также неточная настройка оборудования пресса, приводящая к тому, что контакт металла трубы с пуансоном наступает раньше. Равномерное увеличение или уменьшение температуры нагрева металла, включая торец заготовки, не приводит к существенному изменению градиента температур в очаге деформации.

При потере устойчивости профиля трубы, сопровождающейся увеличением диаметра заготовки, узкая область металла вблизи торца приобретает искривленную форму по отношению к остальной части высаживаемого изделия. В работе установлена прямая зависимость между размерами искривленного участка трубы и неравномерностью распределения температуры металла в очаге деформации. В момент, когда наружная поверхность нагретого конца трубы повторяет профиль рабочей поверхности матриц, деформация локализуется вблизи торца и начинается постепенное заполнение штампового пространства металлом в радиальном направлении в сторону пуансона. Однако в зависимости от размеров искривленного участка трубы на графике радиальной составляющей скорости перемещения частиц металла, расположенных на внутренней поверхности трубы, наблюдается один или два экстремума (см. рис. 3.48).

Соотношение радиальных скоростей и расстояний, которые необходимо преодолеть частицам металла на внутренней поверхности трубы до соприкосновения с пуансоном, определяет возможное образование внутренних дефектов. Соотношение скоростей зависит от градиента температур, а расстояние от внутренней поверхности трубы до пуансона характеризуется соотношением:

$$K_K = \frac{2S}{D_m - d_{\Pi}}, \quad (3.12)$$

где S — толщина стенки трубы, мм; D_m — диаметр рабочей цилиндрической части матрицы, мм; d_n — диаметр у основания рабочей конической части пуансона, мм.

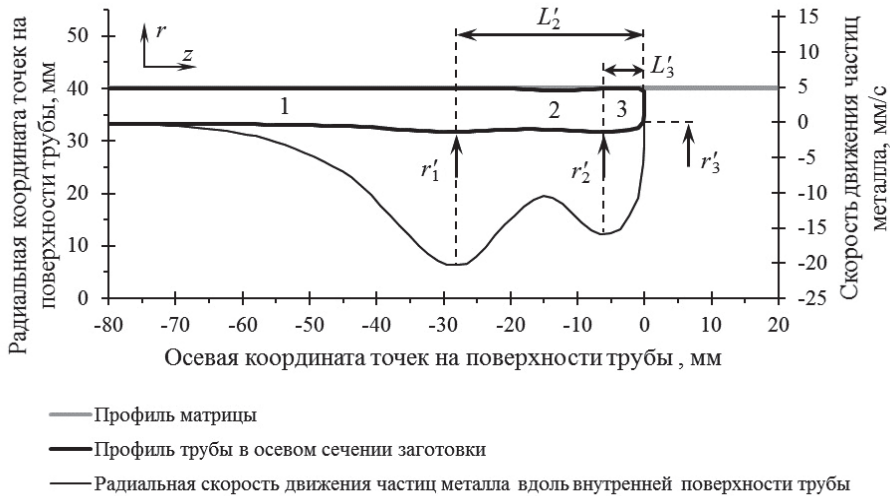


Рис. 3.48. Профиль трубы и поле скорости перемещения частиц металла v_r на стадии образования локального очага деформации

Для количественной оценки склонности металла трубы к образованию дефектов на внутренней поверхности введен параметр, положительное значение которого соответствует случаю высадки бракованных изделий (рис. 3.49):

$$K_{\text{Б1}} = \frac{r'_2 - r'_1}{L'_2 - L'_3}. \quad (3.13)$$

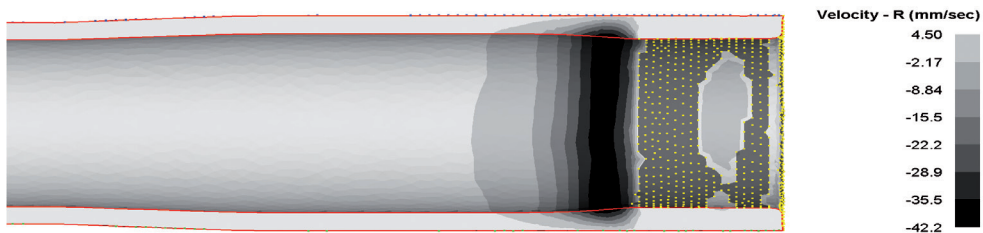


Рис. 3.49. Образование внутреннего дефекта вблизи торца трубы

Анализ результатов компьютерного моделирования позволил установить, что к образованию дефектов на внутренней поверхности трубы приводят уменьшение температуры торца заготовки по отношению к остальной нагреваемой части трубы, ухудшение условий трения на контактной поверхности и уменьшение температуры инструмента (рис. 3.50), увеличение толщины стенки заготовки при неизменной калибровке технологического инструмента (рис. 3.51), увеличение разностенности трубы, а также неточная настройка оборудования прессы высадки, при которой имеет место радиальное смещение трубы относительно матриц или перекося оси пуансона (см. рис. 3.52).

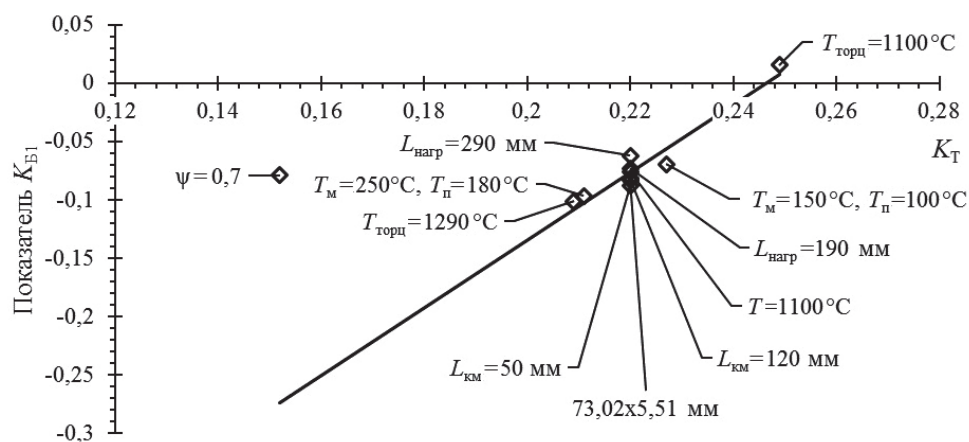


Рис. 3.50. Влияние технологических факторов процесса высадки на качество внутренней поверхности высаженных концов труб

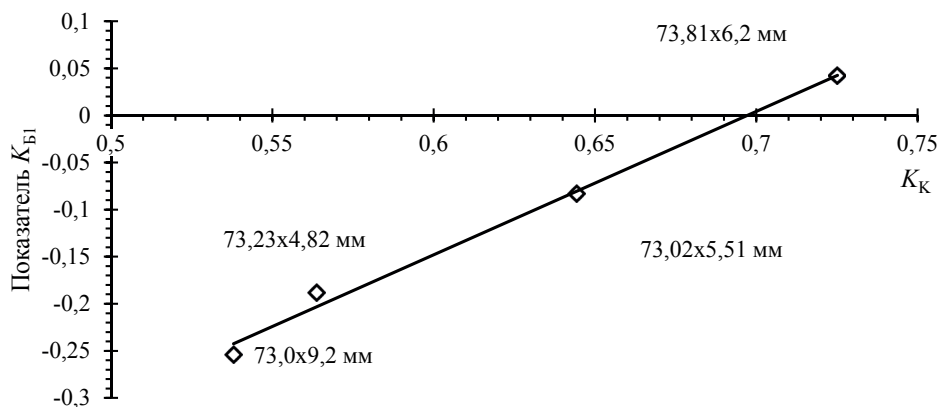


Рис. 3.51. Схема очага деформации

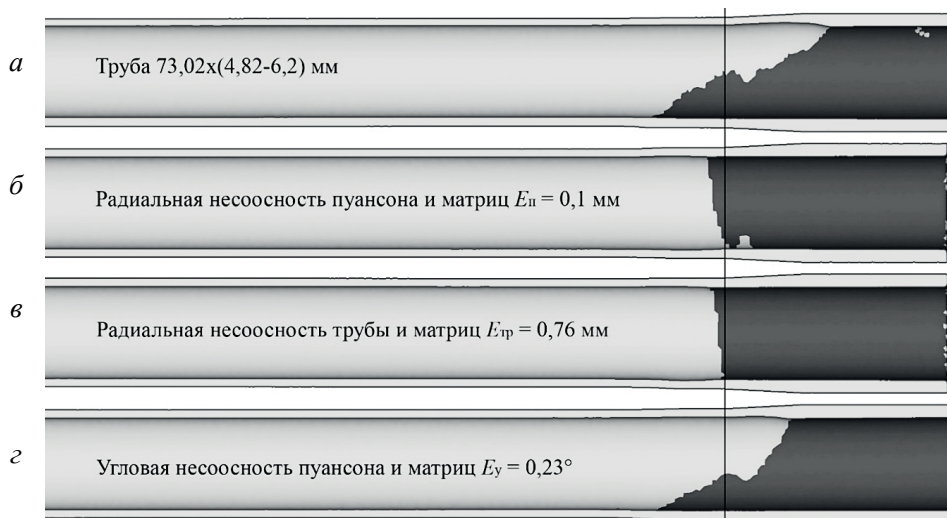


Рис. 3.52. Формы высаженных концов труб в случае асимметричного очага деформации

Статистическая обработка результатов моделирования позволила установить связь между параметрами калибровки инструмента и максимальной толщиной стенки заготовки, при которых обеспечивается требуемое качество продукции:

$$S^{\max} = 0,3486 \cdot (D_m - d_p). \quad (3.14)$$

Выражение (3.14) нашло подтверждение в ходе последующих наблюдений за процессом высадки концов труб и позволило научно обосновать ужесточение требований к толщине стенки заготовок, поступающих на операцию высадки. Так, поле допуска по толщине стенки заготовки было уменьшено до уровня $\pm 10\%$. При этом уровень выхода годной продукции удалось поднять до 97–99 %.

Выполненное компьютерное моделирование процесса высадки концов бурильных труб ПН 73х9 в соответствии с ГОСТ Р 50278–92 за один проход позволяет утверждать о возможности промышленной реализации этого процесса. Согласно рис. 3.51 склонность к образованию внутренних дефектов при высадке концов бурильных труб за один проход меньше, чем при высадке концов насосно-компрессорных труб. Кроме того, результаты компьютерного моделирования свидетельствуют о достаточной мощности пресса высадки для промышленной реализации технологии. В связи с этим в АО «Первоуральский новотрубный завод» была проведена опытная работа, направленная на проверку полу-

ченных результатов. При высадке концов опытной партии бурильных труб (рис. 3.53) объемом 30 т выход годной продукции составил 100 %.



Рис. 3.53. Высаженный конец бурильной трубы ПН 73х9
ГОСТ Р 50278–92

3.7. Исследование процесса раздачи труб на оправке и разработка способа повышения точности внутреннего канала труб

3.7.1. Особенности формоизменения при раздаче на оправке

Предварительное калибрование внутреннего канала насосно-компрессорных труб, выступающих в качестве наружной оболочки в лейнированных насосно-компрессорных трубах (ЛНКТ), является эффективным способом уменьшения разброса значений внутренних диаметров. Благодаря возможности решения многих проблем, связанных с исходным качеством НКТ, как новых, так и бывших в эксплуатации, калибрование внутреннего канала труб (раздача труб) может найти широкое применение при производстве лейнированных и биметаллических труб. Однако, как показал анализ библиографических источников по процессу раздачи, основное внимание исследователей уделялось энергосиловым параметрам и их минимизации. В настоящем исследовании приоритетной задачей являлось изучение напряженно-деформированного состояния, формоизменения трубы при раздаче, оценки точности заготовок и поиск эффективных способов повышения точности внутреннего канала труб.

Выполнение поставленных целей исследования возможно моделированием процесса раздачи методом конечных элементов. Метод конечных элементов имеет большую информативность по сравнению с прочими методами, позволяет избежать упрощающих допущений и отследить влияние отдельных технологических параметров. В работе моделирование выполнялось в программном комплексе Deform-3D.

Раздача происходит в холодном состоянии за счет перемещения оправки. При решении задачи раздачи трубы в качестве модели материала трубы использована упругопластическая упрочняемая среда, в качестве материала была выбрана сталь AISI-1045 из библиотеки материалов Deform-3D, являющаяся аналогом стали 45. Угол конусности рабочей части оправки принят равным 12° , исходя из минимального уровня силы раздачи, соответствующего этому углу конусности [15]. Диаметр калибрующей части оправки $d_{\text{опр}}$ был принят равным 64 мм, как равный максимальному значению исходного внутреннего диаметра труб. В табл. 3.16 указаны принятые для исследования значения внутренних диаметров труб, соответствующие степеням раздачи ε от 0,5 до 5 %, где $\varepsilon = \frac{d_{\text{опр}} - d_{\text{вн0}}}{d_{\text{вн0}}} \cdot 100 \%$, а значение 5 % соответ-

ствует максимальному значению ε для процесса калибрования насосно-компрессорных труб. Коэффициент толстостенности труб m был принят на двух уровнях значений, равных 1,15 и 1,2, где m равно отношению наружного диаметра трубы к внутреннему.

Схема вычислительного эксперимента процесса раздачи трубы представлена на рис. 3.54. В соответствии со схемой исследовалась раздача труб способом сжатия.

Таблица 3.16

Исходные размеры труб для вычислительного эксперимента

№ п/п	Исходный внутренний диаметр d_0 , мм	Относительная толщина стенки m	Степень раздачи ε , %
1	63,68	1,15	0,5
2	63,68	1,2	0,5
3	63,36	1,15	1
4	63,36	1,2	1
5	62,72	1,15	2
6	62,72	1,2	2
7	62,08	1,15	3

Окончание табл. 3.16

№ п/п	Исходный внутренний диаметр d_0 , мм	Относительная толщина стенки m	Степень раздачи ϵ , %
8	62,08	1,2	3
9	61,44	1,15	4
10	61,44	1,2	4
11	60,8	1,15	5
12	60,8	1,2	5

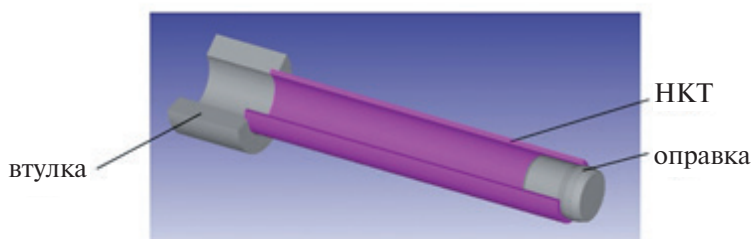


Рис. 3.54. Схема вычислительного эксперимента

Моделирование в программном пакете Deform—3D позволило выявить следующие особенности очага деформации трубы при раздаче. Очаг деформации состоит из нескольких характерных участков (см. рис. 3.55): линейного участка непосредственного контакта трубы и конусной оправки, являющегося геометрическим очагом деформации длиной $l_{\text{геом}}$ и двух криволинейных участков на входе и выходе, являющихся зонами внеочаговой пластической деформации. Общая длина очага пластической деформации равна $l_{\text{факт}}$ (см. рис. 3.56). Увеличение внутреннего диаметра трубы 2δ в зоне внеочаговой пластической деформации на выходе является характеристикой внеочаговой раздачи, а уменьшение внутреннего диаметра трубы $2u$ характеризует упругое разгрузку трубы. Внеочаговая упругопластическая деформация характеризуется степенью внеочаговой раздачи трубы на входе в очаг деформации $\Delta\epsilon_0 = \frac{d_{\text{конт}} - d_{\text{геом}}}{d_{\text{геом}}}$ и на выходе

$\Delta\epsilon_1 = \frac{d_{\text{max}} - d_{\text{опр}}}{d_{\text{опр}}}$. Граница начала пластической деформации определялась по интенсивности пластической деформации ϵ_u — пластическая

деформация наступает при достижении величины 0,002. Участок, на котором начиналось сужение внутреннего диаметра трубы, был принят как конец внеочагового участка раздачи трубы. На рис. 3.56 изображена схема очага деформации, в соответствии с которой исследовались величины, характеризующие внеочаговую пластическую деформацию.

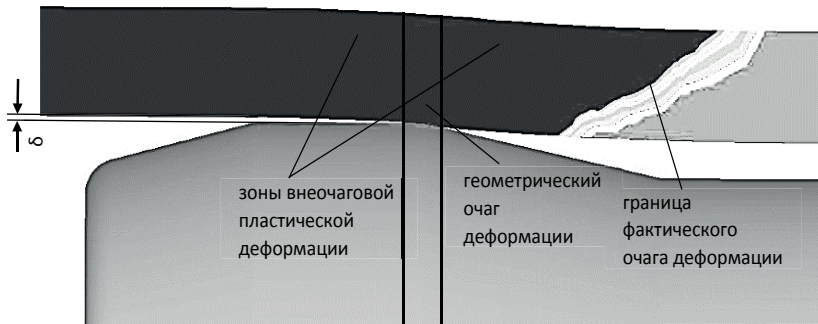


Рис. 3.55. Очаг деформации при МКЭ-моделировании

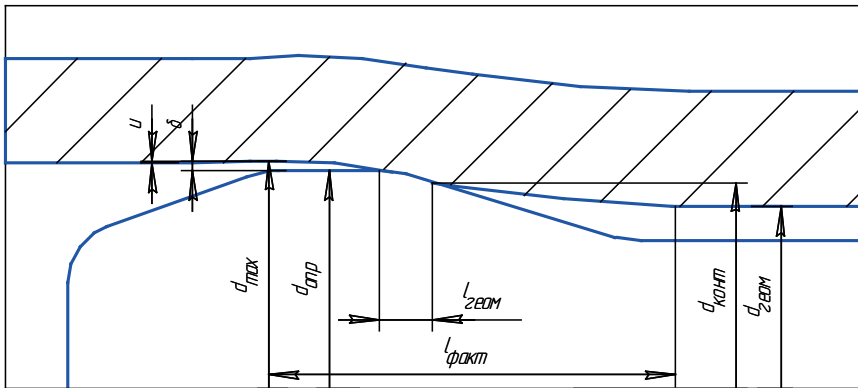


Рис. 3.56. Схема процесса раздачи трубы

В качестве оценки соотношения длины геометрического и фактического очага деформации выбрано отношение $l_{\text{геом}}/l_{\text{факт}}$. На рис. 3.57 представлен график зависимости отношения $l_{\text{геом}}/l_{\text{факт}}$ от степени раздачи ϵ .

Как показало исследование процесса в Deform-3D, при увеличении степени раздачи ϵ на входе и на выходе происходит уменьшение радиусов изгиба и увеличение длин геометрического и фактического очагов деформации. Однако, при увеличении степени раздачи ϵ происходит изменение интенсивности роста длины геометрического и фактического очагов деформации, из-за чего кривая характеризуется сначала снижением, а затем возрастанием отношения $l_{\text{геом}}/l_{\text{факт}}$. Из графика видно, что при всех степенях раздачи ϵ сохраняется низкое значение $l_{\text{геом}}/l_{\text{факт}}$ (от 0,07 до 0,14), т. е. фактический очаг деформации на порядок превышает геометрический, из чего следует, что для обеспечения высокой точности труб в процессе раздачи крайне важно обеспечивать осевую симметрию трубы и оправки. Отмеченное обстоятельство требует разработки новых технических решений.

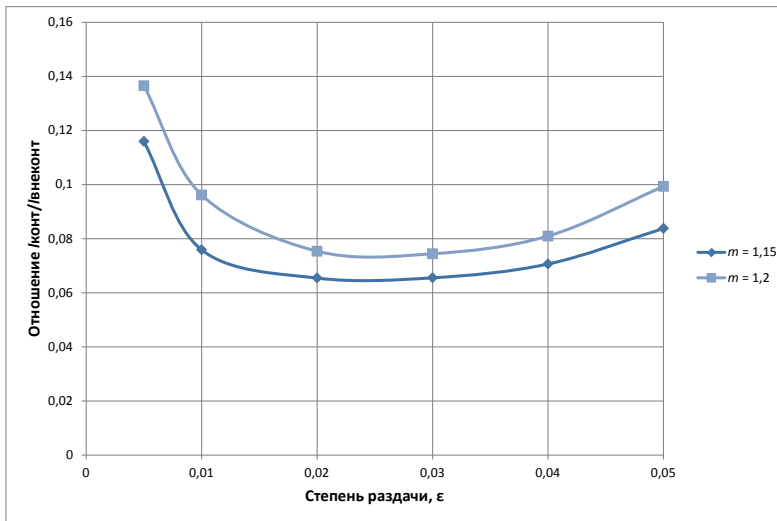


Рис. 3.57. Зависимость отношения длины геометрического и фактического очага деформации $l_{\text{геом}}/l_{\text{факт}}$ от степени раздачи

Точность калиброванных труб во многом зависит от величины внеочаговой деформации на выходе $\Delta\epsilon_1$. На рис. 3.58 приведены графики зависимости степени внеочаговой деформации на входе $\Delta\epsilon_0$ и на выходе $\Delta\epsilon_1$ от степени раздачи ϵ . Из графиков видно монотонное возрастание обеих величин от степени раздачи ϵ , причем для более тонкостенных труб наблюдается большая степень внеочаговой деформации на входе и выходе.

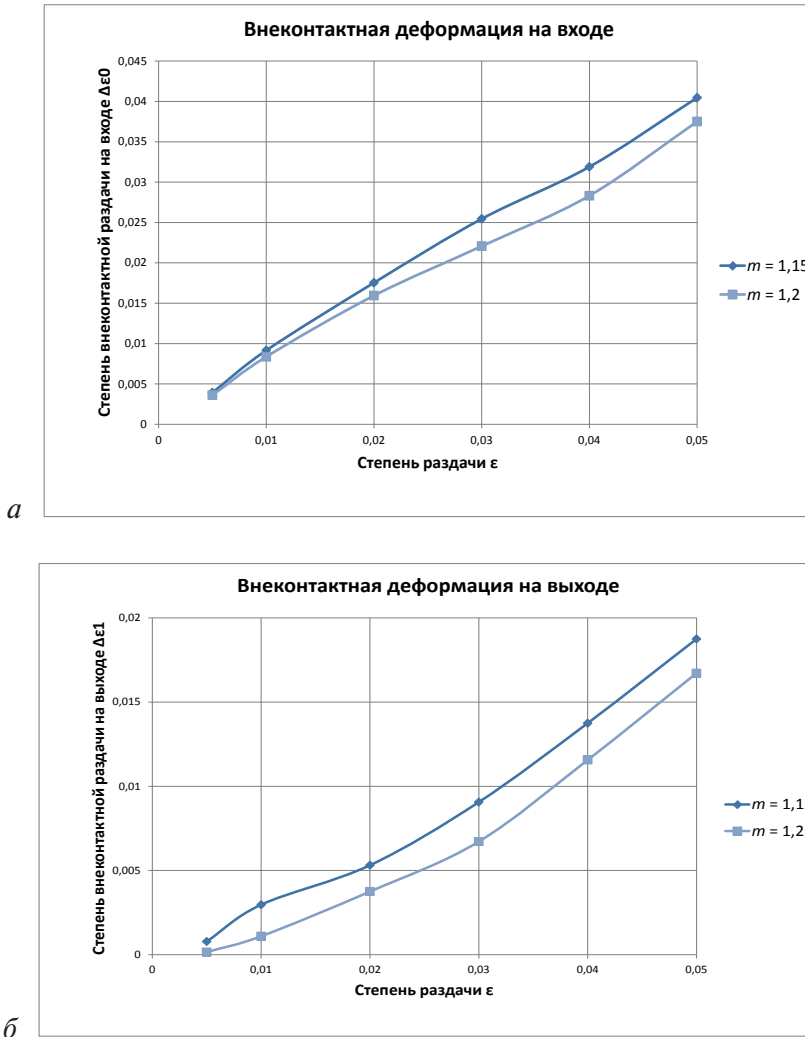


Рис. 3.58. Зависимость степеней внеконтактной деформации на входе — а и выходе — б от степени раздачи

3.7.2. Точность труб и оценка эффективности калибрования на оправке

Одной из наиболее важных характеристик исходных заготовок для производства лейнированных труб является их точность. Точность, как было отмечено выше, определяет конечное качество лейнированных труб, удовлетворение требованиям стандартов. Так как в качестве лейнеров используются тонкостенные электросварные трубы, их точность превышает точность насосно-компрессорных труб, изготавли-

ваемых методами горячей прокатки. Если принять требования ГОСТ 11068–81, то отклонение наружного диаметра не должно превышать $\pm 1\%$, что составляет 0,1 мм, и при моделировании этим отклонением можно пренебречь.

При теоретическом исследовании процесса раздачи труб были поставлены задачи: разработать безразмерный показатель точности труб, рассчитать его на основе опытных данных измерения внутреннего диаметра трубы; установить закономерности влияния технологических факторов при раздаче на точность внутреннего канала; разработать коэффициент повышения точности трубы, характеризующий эффективность процесса калибрования трубы; найти техническое решение повышения эффективности процесса калибрования труб способом раздачи. В производственных условиях внутренний диаметр труб измеряется в двух взаимно перпендикулярных плоскостях. В качестве показателя точности внутреннего диаметра труб в партии для проведения статистического анализа использован коэффициент вариации, вычисляемый по формуле $\frac{s}{\bar{d}_{\text{вн}}} \cdot 100\%$, где $\bar{d}_{\text{вн}}$ — среднее значение вну-

треннего диаметра труб в партии; s — среднеквадратическое отклонение $d_{\text{вн}}$, которое рассчитывается по формуле $s = \sqrt{\frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N (d_{\text{вн}} - \bar{d}_{\text{вн}})^2}$,

объем выборки $N = 840$ штук. Для насосно-компрессорных труб типоразмера $73 \times 5,5$ мм показатель точности равен 0,95 % и соответствует минимальному значению внутреннего диаметра трубы 60,15 мм, а максимальному значению 63,9 мм.

Исследование эффективности калибрования выполнялось с помощью компьютерного моделирования процесса методом конечных элементов в пакете Deform-3D. В качестве модели материала трубы использована упругопластическая упрочняемая среда, в качестве модели материала выбрана сталь AISI-1045, являющаяся аналогом стали 45. Угол конусности рабочей оправки принят 12° . Значение диаметра оправки в вычислительном эксперименте было постоянным $d_{\text{опр}} = 64$ мм, а внутренний диаметр $d_{\text{вн0min}}$ трубы имел значение в диапазоне от 60,8 мм до 63,68 мм, в соответствии с табл. 3.17. Исследование было выполнено для показателей сил трения по Зибелю ψ , равных 0,05, 0,15 и 0,25. Для оценки повышения точности труб и построения зависимостей был использован показатель разброса значений внутренних

диаметров труб до и после калибрования: до раздачи $p_0 = \frac{d_{\text{вн}0\text{max}} - d_{\text{вн}0\text{min}}}{2 \cdot d_{\text{ср}0}}$,

где $d_{\text{ср}0} = d_{\text{вн}0} + \frac{d_{\text{вн}0\text{max}} - d_{\text{вн}0\text{min}}}{2}$, $d_{\text{вн}0\text{max}}$ — максимально возможное значение внутреннего диаметра труб до раздачи, равное 64 мм; и после раздачи — $p_1 = \frac{d_{\text{вн}1\text{max}} - d_{\text{вн}1\text{min}}}{2 \cdot d_{\text{ср}1}}$, где $d_{\text{ср}1} = d_{\text{вн}1\text{min}} + \frac{d_{\text{вн}1\text{max}} - d_{\text{вн}1\text{min}}}{2}$, $d_{\text{вн}1\text{max}}$

и $d_{\text{вн}1\text{min}}$ — максимальное и минимальное значение внутреннего диаметра труб после раздачи. После калибрования трубы раздачей на оправке диапазон возможных значений сужался, следовательно, повышалась точность внутреннего диаметра труб.

Эффективность калибрования оценивалась отношением p_0/p_1 . Исходные данные и результаты изменения точности приведены в табл. 3.17 для $\psi = 0,15$. При раздаче трубы с малой степенью раздачи $\varepsilon = 0,005$ внутренний диаметр трубы стал меньше диаметра оправки, а с ростом степени раздачи $\varepsilon > 0,01$ внутренний диаметр трубы $d_{\text{вн}1}$ стал больше диаметра оправки $d_{\text{опр}}$. На рис. 3.59 приведен график коэффициента повышения точности, из которого видно, что в области значений степени раздачи $\varepsilon = 0,005-0,02$ эффективность калибрования внутреннего диаметра труб имеет наибольшее значение, а с ростом ε до 0,05 эффективность снижается. С ростом показателя сил трения отношение p_0/p_1 становится меньше.

Таблица 3.17

Результаты вычислительного эксперимента калибрования труб оправкой с конической рабочей частью

№ п/п	Исходный внутренний диаметр d_0 , мм	Толсто-стенность m	Показатель разброса значений внутренних диаметров труб p_0 , %	Степень раздачи ε	Конечный внутренний диаметр d_1 , мм	Показатель разброса значений внутренних диаметров труб после калибрования p_1 , %	Коэффициент повышения точности p_0/p_1
1	63,68	1,15	0,25	0,005	63,98	0,031	8,00
2	63,68	1,2			63,96		
3	63,36	1,15	0,5	0,01	64,05	0,070	7,11
4	63,36	1,2			63,98		

Окончание табл. 3.17

№ п/п	Исходный внутренний диаметр d_0 , мм	Толсто-стенность t	Показатель разброса значений внутренних диаметров труб p_0 , %	Степень раздачи ϵ	Конечный внутренний диаметр d_1 , мм	Показатель разброса значений внутренних диаметров труб после калибрования p_1 , %	Коэффициент повышения точности p_0/p_1
5	62,72	1,15	1,01	0,02	64,14	0,141	7,19
6	62,72	1,2			64,11		
7	62,08	1,15	1,52	0,03	64,27	0,242	6,29
8	62,08	1,2			64,23		
9	61,44	1,15	2,04	0,04	64,73	0,598	3,41
10	61,44	1,2			64,62		
11	60,8	1,15	2,56	0,05	65,07	0,860	2,98
12	60,8	1,2			64,9		

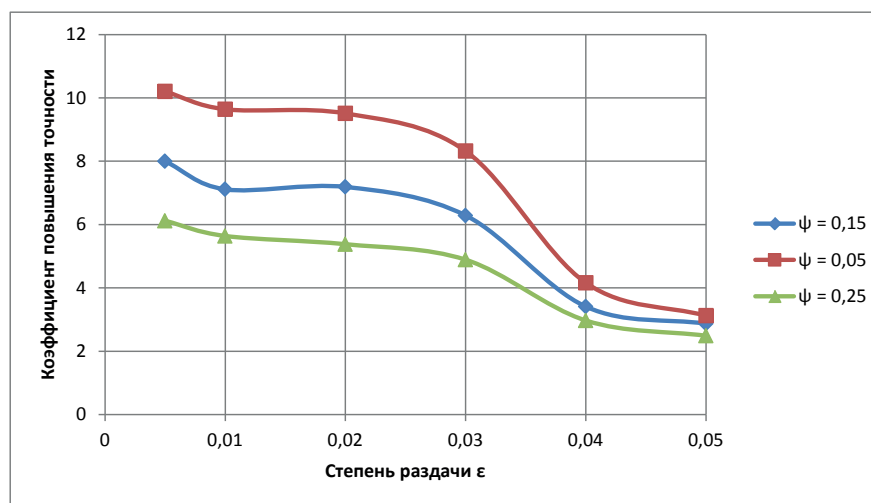


Рис. 3.59. Коэффициент повышения точности

Значение показателя разброса значений внутренних диаметров труб после калибрования можно определить, если известны величины внеочаговой деформации на выходе 2δ и уменьшения внутреннего диаметра в результате разгрузки $2u$,

$$p_1 = \frac{2(\delta - u)}{d_{\text{опр}} + 2(\delta - u)}.$$

При степени раз-

дачи $\varepsilon = 0,005\text{--}0,02$ значения величины внеочаговой деформации на выходе 2δ и упругой усадки $2u$ соизмеримы. При увеличении степени раздачи эффективность калибрования падает, т. к. величина внеочаговой раздачи 2δ превышает величину упругой усадки $2u$. Разница между этими величинами увеличивается с ростом степени раздачи ε и, следовательно, эффективность калибрования снижается.

С целью повышения эффективности калибрования труб при раздаче на конической оправке степень раздачи следует назначать из диапазона от 0,005 до 0,025. Для выполнения этой рекомендации партии труб следует рассортировывать на две группы по внутреннему диаметру. Так как для насосно-компрессорных труб $7,3 \times 5,5$ мм по ГОСТ Р 52203–2004 внутренний диаметр может изменяться в диапазоне размеров от 60,4 до 64,2 мм, калибрование труб с меньшим значением $d_{\text{вн}} = 60,4$ мм на один размер, равный 64 мм, осуществляется со степенью раздачи 0,056. Если рассортировывать трубы по внутреннему диаметру на два диапазона размеров и использовать оправки диаметром 62,5 мм и 64 мм, степень раздачи будет лежать в диапазоне от 0,005 до 0,034 и можно ожидать более высокого уровня точности калиброванных труб. Это предположение было проверено теоретически с помощью программы Deform–3D. Матрица вычислительного эксперимента приведена в табл. 3.18.

Расчет показателей точности массива труб до и после калибрования приведен в табл. 3.19 и 3.20; в табл. 3.19 — расчет изменения показателя точности при калибровании диапазона труб на один размер (64 мм), в табл. 3.20 — расчет изменения показателя точности при калибровании на два размера (62,5 и 64 мм).

Таблица 3.18

Матрица вычислительного эксперимента

№ п/п	Диаметр калибрующей части оправки $d_{\text{опр}}$, мм	Внутренний диаметр НКТ $d_{\text{вн}}$, мм	Минимальная толщина стенки НКТ s_{min} , мм	Максимальная толщина стенки НКТ s_{max} , мм
1 диапазон				
1	62,5	60,4	—	5,9
2	62,5	61,4	5,4	5,9
3	62,5	62,4	4,9	5,7
2 диапазон				
4	64	62,5	4,85	5,65
5	64	63,2	4,8	5,3

Окончание табл. 3.18

№ п/п	Диаметр калибрующей части оправки $d_{\text{опр}}$, мм	Внутренний диаметр НКТ $d_{\text{вн}}$, мм	Минимальная толщина стенки НКТ s_{min} , мм	Максимальная толщина стенки НКТ s_{max} , мм
6	64	63,9	4,8	4,95
Общий диапазон				
7	64	60,4	—	5,9
8	64	61,4	5,4	5,9
9	64	62,5	4,85	5,65
10	64	63,2	4,8	5,3
11	64	63,9	4,8	4,95

Таблица 3.19

**Показатели точности диаметра внутреннего канала НКТ
при калибровании на оправке одного размера**

Показатели	До калибрования	После калибрования
Максимальное значение внутреннего диаметра $d_{\text{вн max}}$, мм	63,9	65,07
Минимальное значение внутреннего диаметра $d_{\text{вн min}}$, мм	60,4	63,89
Диапазон разброса значений, мм	3,5	1,18
Среднее значение внутреннего диаметра $\bar{d}_{\text{вн}}$, мм	62,80	64,22
Среднеквадратическое отклонение s , мм	1,20	0,42
Показатель точности $\frac{s}{\bar{d}_{\text{вн}}}$, %	1,92	0,65
Коэффициент повышения точности внутреннего канала НКТ	2,94	

Таблица 3.20

**Показатели точности диаметра внутреннего канала НКТ при калибровании
на оправках двух размеров**

Показатели	До калибрования	После калибрования	До калибрования	После калибрования
Группа размеров	1-й диапазон размеров		2-й диапазон размеров	
Максимальное значение внутреннего диаметра $d_{\text{вн max}}$, мм	62,4	62,77	63,9	64,44

Окончание табл. 3.20

Показатели	До калибрования	После калибрования	До калибрования	После калибрования
Минимальное значение внутреннего диаметра $d_{\text{вн min}}$, мм	60,4	62,43	62,5	63,89
Диапазон разброса значений, мм	2	0,34	1,4	0,55
Среднее значение внутреннего диаметра $\bar{d}_{\text{вн}}$, мм	61,6	62,56	63,20	64,08
Среднеквадратическое отклонение s , мм	0,8367	0,1581	0,6261	0,2035
Показатель точности $\frac{s}{\bar{d}_{\text{вн}}}$, %	1,3582	0,2527	0,9907	0,3176
Коэффициент повышения точности внутреннего канала НКТ	5,37		3,12	

Как показывают результаты компьютерного моделирования, операция калибрования обеспечивает уменьшение диапазона разброса значений внутренних диаметров насосно-компрессорных труб как минимум в 3 раза. Наибольшая эффективность процесса калибрования внутреннего диаметра труб достигается при малой степени раздачи в диапазоне от 0,005 до 0,02.

3.7.3. Оптимальная форма оправки для калибрования внутреннего канала труб

Компьютерное моделирование процесса калибрования на традиционной оправке с конической рабочей частью (см. рис. 3.60, *а*) показало следующую особенность: при раздаче реализуется малая протяженность длины контакта внутренней поверхности трубы и оправки (см. рис. 3.60, *б*). Начиная со степеней раздачи от 0,01, внутренняя поверхность контактирует с малым участком рабочей части оправки, при этом контакт на калибрующем пояске оправки полностью отсутствует, т. к. процесс раздачи сопровождается дополнительной внеочаговой деформацией, возникающей за пределами геометрического очага деформации. Это приводит к тому, что после калибрования внутренний диаметр трубы имеет значения больше диаметра калибрующего пояска

оправки. Из-за внеочаговой деформации калибрование труб с применением конической оправки наиболее эффективно до степени раздачи ε , равной 0,02, после чего эффективность уменьшается. При калибровании насосно-компрессорных труб степень раздачи может достигать значений до 0,05 и более, из-за чего точность внутреннего канала калиброванных труб в партии со значением внутреннего диаметра трубы в диапазоне от 60,4 до 64 снижается. Сортировка труб на две группы и применение оправок двух размеров для калибрования на отдельные группы труб каждой группы, как показало исследование, не обеспечивает решение проблемы, а проведение сортировки труб усложняет технологию и требует дополнительных площадей цехового помещения. Учитывая особенности калибрования на оправке, для получения высокой точности внутреннего диаметра труб необходима разработка новой конструкции оправки, позволяющей минимизировать внеочаговую деформацию.

Одним из технических решений является применение оправки с переменной конусностью в очаге деформации, позволяющей уменьшить изгиб стенки трубы после очага деформации за счет сохранения протяженности длины контакта внутренней поверхности трубы с рабочей частью оправки при различной степени деформации. Это способствует уменьшению внеочаговой деформации и повышению точности внутреннего диаметра калиброванной трубы. На рис. 3.61 *а, б* показано, что применение оправки со сферическим участком по сравнению с конической оправкой обеспечивает большую протяженность длины контакта трубы и оправки и меньшую долю внеочаговой деформации.

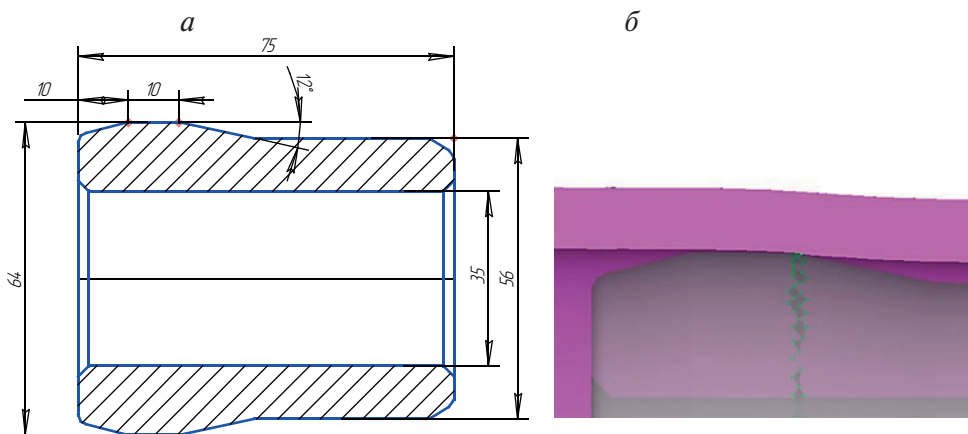


Рис. 3.60. Оправка с коническим участком рабочей поверхности — *а* и длина контакта внутренней поверхности трубы с рабочей частью оправки — *б*

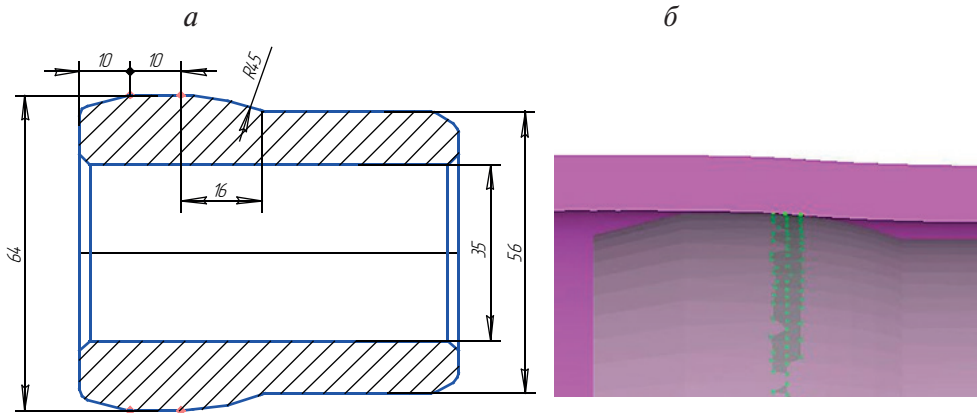


Рис. 3.61. Оправка со сферическим участком рабочей поверхности — *а* и длина контакта внутренней поверхности трубы с рабочей частью оправки — *б*

Исследование точности по разработанной методике внутреннего канала труб (табл. 3.21), калиброванных сферической оправкой, показало меньшую точность при низких степенях раздачи (0,005–0,02) и более высокую точность, начиная от степеней раздачи, равных 0,03, по сравнению с калиброванием на конической оправке. Это обстоятельство связано с тем, что при низких степенях раздачи внеочаговая деформация имеет меньшие значения, чем упругая разгрузка, поэтому калиброванные сферической оправкой трубы получают меньшие значения внутреннего диаметра, чем калиброванные конической, и, соответственно, больший разброс значений внутреннего диаметра.

Таблица 3.21

Результаты вычислительного эксперимента калибрования труб оправкой со сферической рабочей частью

№ п/п	Исходный внутренний диаметр d_0 , мм	Толсто-стенность m	Показатель разброса значений внутренних диаметров труб p_0 , %	Степень раздачи ε	Конечный внутренний диаметр d_1 , мм	Показатель разброса значений внутренних диаметров труб после калибрования p_1 , %	Коэффициент повышения точности p_0/p_1
1	63,68	1,15	0,25	0,005	63,88	0,125	1,998
2	63,68	1,2			63,84		

Окончание табл. 3.21

№ п/п	Исход- ный внутренний диаметр d_0 , мм	Тол- сто- стен- ность t	Показа- тель раз- броса значений внутрен- них ди- аметров труб p_0 , %	Сте- пень разда- чи ε	Конеч- ный внутренний диаметр d_1 , мм	Показа- тель разбро- са значений внутренних диаметров труб после калиброва- ния p_1 , %	Коэф- фициент повыше- ния точ- ности p_0/p_1 ,
3	63,36	1,15	0,5	0,01	63,96	0,125	3,995
4	63,36	1,2			63,92		
5	62,72	1,15	1,01	0,02	64,04	0,156	6,458
6	62,72	1,2			64,01		
7	62,08	1,15	1,52	0,03	64,18	0,266	5,723
8	62,08	1,2			64,14		
9	61,44	1,15	2,04	0,04	64,36	0,406	5,029
10	61,44	1,2			64,22		
11	60,8	1,15	2,56	0,05	64,48	0,499	5,133
12	60,8	1,2			64,45		

Для решения проблемы снижения значений внеконтактной деформации на выходе из очага деформации была разработана специальная двухступенчатая конструкция оправки. Эскиз представлен на рис. 3.62, *а*. Рабочая часть оправки состоит из трех последовательно расположенных участков — начального сферического участка (участок *А*), следующего за ним конического участка (участок *В*), имеющего низкое значение угла конусности α (менее 4°), и калибрующего пояска (участок *С*). При калибровании исходной трубы 1 с исходным внутренним диаметром $d_{\text{вн}0}$ двухступенчатой оправкой 2 труба последовательно деформируется сферическим участком 3, коническим участком 4, имеющим малый угол конусности, и калибрующим пояском 5 с диаметром, равным $d_{\text{опр}}$. После прохождения оправки и упругой разгрузки калиброванная труба 6 имеет окончательное значение $d_{\text{вн}1}$. Минимальное значение разброса внутреннего диаметра массива труб обеспечивается за счет предварительной деформации труб, имеющих значение внутреннего диаметра, близкого к минимальному, на сферическом участке, при степенях раздачи от 0,02, после чего труба деформируется на коническом и калибрующем участках. При малых степенях деформации ε до 0,02 труба проходит только через конический участок с ма-

лым углом конусности и калибрующий пояс. Таким образом, и при больших, и при малых степенях раздачи трубы проходят через конический участок и калибрующий пояс, формируя на них окончательную форму и размеры (рис. 3.62, б). Геометрические параметры сферического и конического участка подбираются таким образом, чтобы на коническом участке оправки обеспечить деформацию труб, подвергшихся деформации на сферическом участке и получивших дополнительную внеочаговую деформацию после прохождения этого участка. Результаты измерений значений внутренних диаметров труб, калиброванных двухступенчатой оправкой, приведены в табл. 3.22.

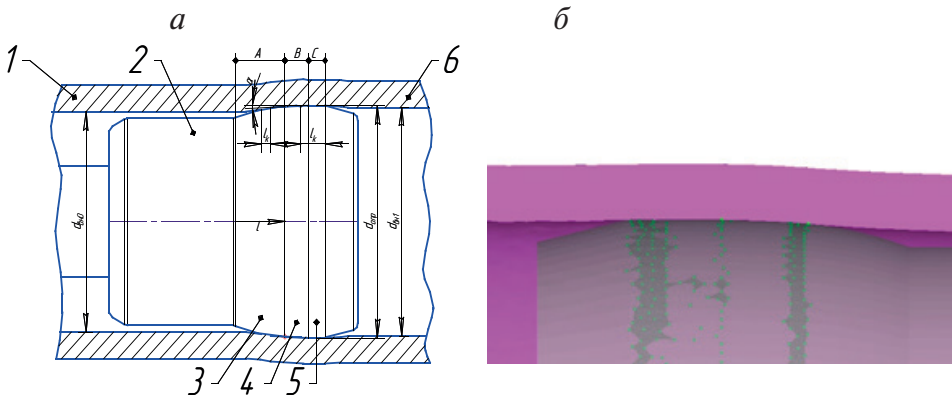


Рис. 3.62. Двухступенчатая оправка — а и длина контакта внутренней поверхности трубы с рабочей частью оправки — б

Таблица 3.22

**Результаты вычислительного эксперимента калибрования труб
на двухступенчатой оправке**

№ п/п	Исход- ный вну- тренний диаметр d_0 , мм	Тол- сто- стен- ность t	Показа- тель раз- броса значений внутрен- них ди- аметров труб p_0 , %	Сте- пень раз- да- чи ε	Конеч- ный вну- трен- ний ди- аметр d_1 , мм	Показатель разброса зна- чений вну- тренних ди- аметров труб после кали- брования p_1 , %	Коэф- фициент повы- шения точно- сти p_0/p_1
1	63,68	1,15	0,25	0,005	63,89	0,1017	2,46
2	63,68	1,2			63,87		

Окончание табл. 3.22

№ п/п	Исходный внутренний диаметр d_0 , мм	Толсто-стенность t	Показатель разброса значений внутренних диаметров труб p_0 , %	Степень раздачи ε	Конечный внутренний диаметр d_1 , мм	Показатель разброса значений внутренних диаметров труб после калибрования p_1 , %	Коэффициент повышения точности p_0/p_1
3	63,36	1,15	0,5	0,01	63,9	0,1017	4,92
4	63,36	1,2			63,88		
5	62,72	1,15	1,01	0,02	63,94	0,1017	9,93
6	62,72	1,2			63,92		
7	62,08	1,15	1,52	0,03	63,96	0,1017	14,95
8	62,08	1,2			63,94		
9	61,44	1,15	2,04	0,04	63,97	0,1017	20,07
10	61,44	1,2			63,97		
11	60,8	1,15	2,56	0,05	64,03	0,1251	20,46
12	60,8	1,2			63,98		

Из сопоставления разброса значений исходного диапазона труб, а также труб, калиброванных конической, сферической и двухступенчатой оправками (рис. 3.63), видно, что при всех степенях раздачи калибрование труб на двухступенчатой оправке обеспечивает минимальный разброс значений их внутренних диаметров.

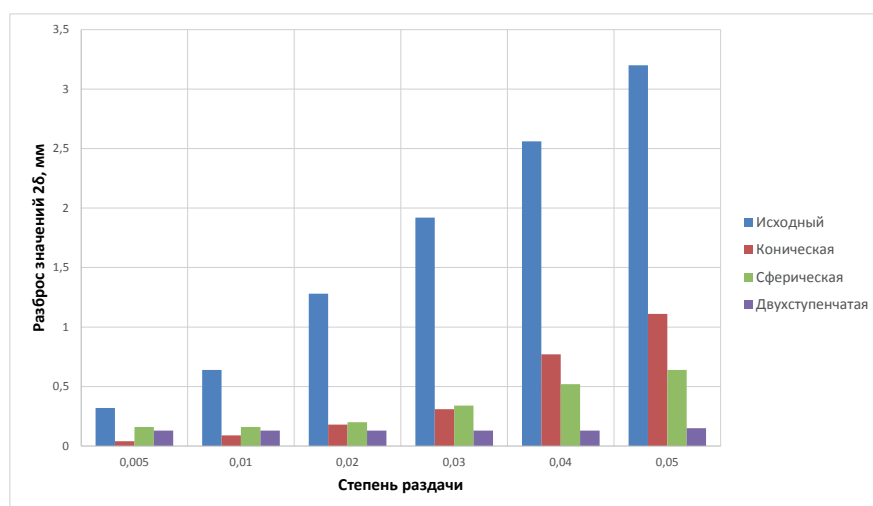


Рис. 3.63. Разброс значений внутренних диаметров труб

С целью сопоставления эффективности калибрования различными видами оправок был построен график зависимости коэффициентов повышения точности от степени раздачи (рис. 3.64). Из графика видно, что при калибровании труб двухступенчатой оправкой обеспечивается повышение точности практически во всем диапазоне изменения степени раздачи трубы.

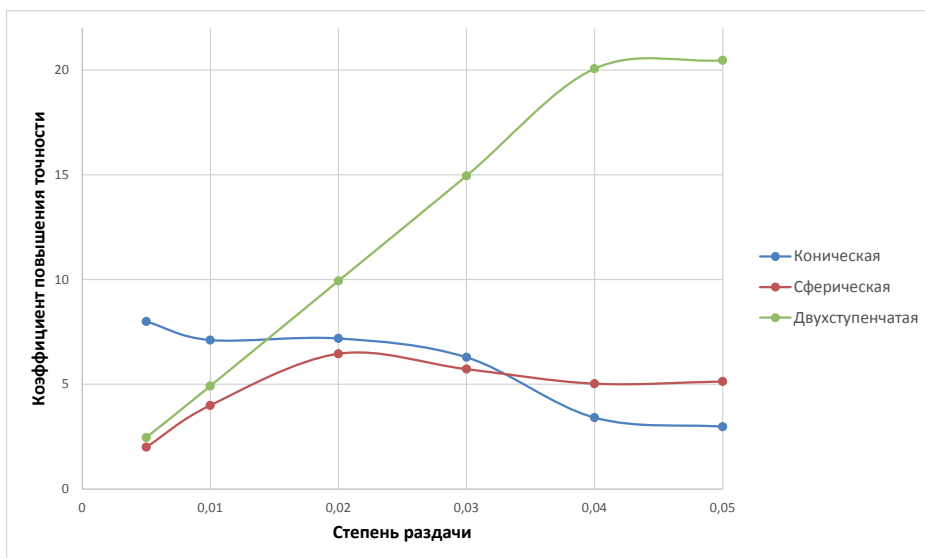


Рис. 3.64. Коэффициент повышения точности труб при калибровании разными видами оправок

3.8. Исследование процессов изготовления биметаллических насосно-компрессорных труб способами раздачи на оправке и гидравлической раздачи

3.8.1. Способы производства труб в коррозионно-стойком исполнении

Поиск эффективных путей снижения затрат при добыче нефти и повышения долговечности НКТ является важной проблемой. Наиболее перспективным решением является производство и применение биметаллических труб. Применение биметаллических насосно-компрессорных труб взамен монометаллических позволяет использовать в качестве основы углеродистую сталь, отвечающую

требованиям конструкционной прочности, а в качестве плакирующего слоя — коррозионно-стойкую сталь. В настоящее время получение биметаллических труб возможно несколькими путями: формовка и продольная сварка биметаллического листа, как это выполняют на предприятии Berg-Lay GmbH для производства сварных нефтегазопроводных труб; производство бесшовных биметаллических труб способом раздачи — раздачей на оправке, опробованным кафедрой ОМД УрФУ совместно с ООО НПО «ТЭМП» и ПАО «Татнефть», и гидравлической раздачей, реализуемой на предприятиях Kuroki T&P Co, AWS Schäfer Technologie GmbH и ряде других. При производстве биметаллических труб раздачей внутренней трубы соединение образуется за счет упругой посадки наружной и внутренней труб. Основной проблемой при этом является обеспечение герметичности межслойного зазора, создание прочного соединения и получение заданных размеров труб.

С целью разработки альтернативных вариантов технологии производства биметаллических труб на кафедре «Обработка металлов давлением» Уральского федерального университета под руководством доктора экономических наук Н. А. Богатова разработаны новые технические решения и предложена новая конструкция биметаллической трубы, включающая промежуточную неметаллическую прослойку (герметик) между внешней и внутренней трубой с высокими адгезионными свойствами (рис. 3.65). Использование герметика позволило повысить прочность сцепления и обеспечить герметичность межтрубного зазора, что подтверждается технологическими испытаниями биметаллических патрубков.

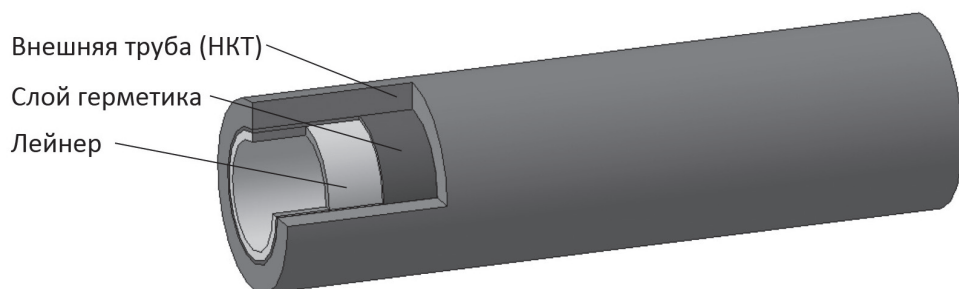


Рис. 3.65. Конструкция биметаллических трубы

3.8.2. Постановка задачи и план вычислительного эксперимента

Конечные свойства и качество биметаллических насосно-компрессорных труб определяются способом их изготовления — гидравлической раздачей и раздачей на жесткой оправке и режимами раздачи — диаметром оправки или величиной давления. Кроме того, гидравлическая раздача биметаллических труб возможна разными способами — без фиксации или с фиксацией концов внутренней и наружной трубы с помощью развальцовки и сварки, с применением или без применения наружного инструмента — матрицы. В зависимости от способа и режима раздачи трубы будут отличаться деформированным состоянием слоев, прочностью их сцепления и распределением остаточных напряжений по толщине стенки.

Для определения рационального способа раздачи труб в работе поставлена задача теоретического исследования и анализа параметров напряженно-деформированного состояния биметаллических труб при разных вариантах раздачи. Анализ процесса их изготовления осуществлен при компьютерном моделировании процесса раздачи в программе Deform-2D. В качестве модели среды была выбрана упругопластическая модель, в качестве материалов — углеродистая сталь AISI-1045 из библиотеки материалов Deform-2D для внешней трубы, нержавеющая сталь AISI-304 — для внутренней трубы. Размеры внешней трубы приняты равными 73,6×4,8 мм с внутренним диаметром 64 мм. Начальный внутренний диаметр $d_{\text{вн}}^{\text{н}}$ внутренней трубы варьировался в диапазоне 54–58 мм с постоянным значением толщины стенки, равным 1,5 мм. В качестве факторов были заданы: 1) способ раздачи — раздача на оправке (см. рис. 3.66, а) или гидравлическая раздача (см. рис. 3.66, б) с фиксацией (осевая скорость $v_z = 0$ на концах труб) либо без фиксации (осевая скорость v_z не ограничивается) концов труб; 2) исходный межтрубный зазор на сторону δ , который принимался равным 1,5–3,5 мм (за счет применения внутренних труб с разным значением внутреннего диаметра); 3) степень совместной деформации ϵ , определяемая конечным внутренним диаметром $d_{\text{вн}}^{\text{к}}$ (при раздаче на оправке, степень деформации задается диаметром оправки, при гидравлической раздаче — давлением жидкости p по внутренней поверхности внутренней трубы). План эксперимента для разных способов раздачи на оправке и гидравлической раздачи приведен в табл. 3.23. Целевые функции в вычислительном

эксперименте определены величинами утонения стенки трубы и удлинения лейнера.

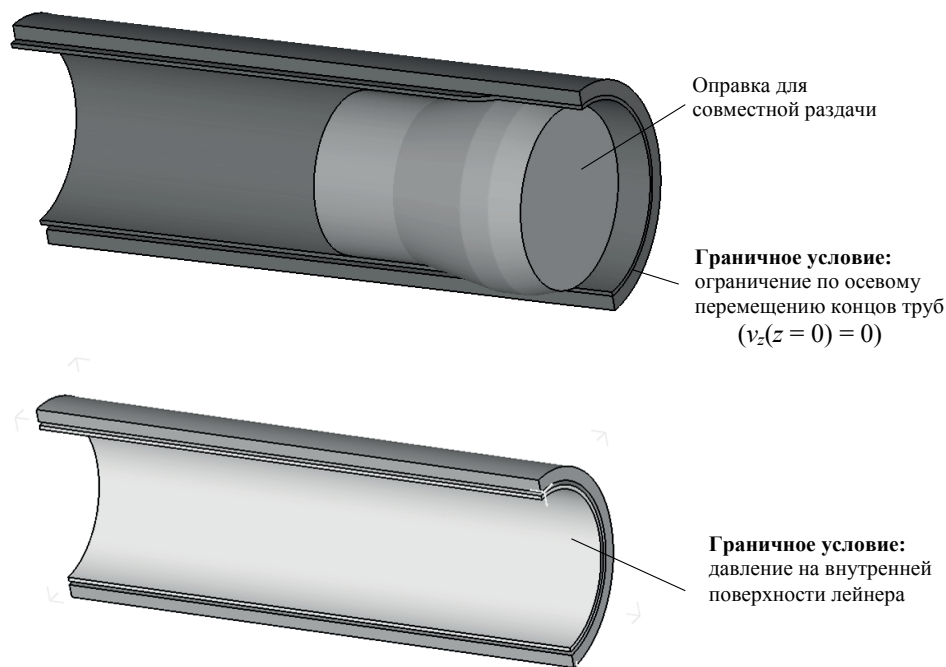


Рис. 3.66. Варианты раздачи

Таблица 3.23

План эксперимента

№ п/п	$d_{\text{вн}}^{\text{н}}$, мм	δ , мм	$d_{\text{вн}}^{\text{к}}$, мм	ε , %
1	58	1,5	61,5	6,03
2	57	2	61,5	7,89
3	56	2,5	61,5	9,82
4	55	3	61,5	11,82
5	54	3,5	61,5	13,89
6	58	1,5	62	6,90
7	57	2	62	8,77
8	56	2,5	62	10,71

Окончание табл. 3.23

№ п/п	$d_{\text{вн}}^{\text{н}}$, мм	δ , мм	$d_{\text{вн}}^{\text{к}}$, мм	ε , %
9	55	3	62	12,73
10	54	3,5	62	14,81
11	58	1,5	62,5	7,76
12	57	2	62,5	9,65
13	56	2,5	62,5	11,61
14	55	3	62,5	13,64
15	54	3,5	62,5	15,74

3.8.3. Результаты исследования формоизменения и напряженного состояния биметаллических труб при разных способах и режимах раздачи

Для сопоставления закономерностей формоизменения в зависимости от способа и режимов раздачи сравнивалось относительное удлинение лейнера ($\Delta L/L_0$ — разница между начальной L_0 и конечной L_1 длиной) и относительное утонение толщины стенки ($\Delta S/S_0$, где ΔS — разница между начальной S_0 и конечной S_1 толщиной стенки). Результаты моделирования представлены на рис. 3.67, *а* и *б* соответственно. Из анализа графиков видна существенная разница в величине относительного удлинения (см. рис. 3.67, *а*) и утонения толщины стенки (см. рис. 3.67, *б*) трубы в зависимости от способа раздачи. При раздаче на оправке величины относительного утонения превышают значения относительного утонения при гидравлической раздаче без фиксации концов труб в 3—10 раз (рис. 3.67, *б*). Вследствие этого при раздаче на оправке наблюдается удлинение лейнера (от 7 до 52 %), в то время как при гидравлической раздаче без фиксации концов труб наблюдается наоборот — укорочение лейнера (от 2 до 6 %) (см. рис. 3.67, *а*). При гидравлической раздаче с фиксацией концов труб удлинение труб отсутствует, величина относительного утонения превышает в 2 раза значения относительного утонения при гидравлической раздаче без фиксации концов.

При сопоставлении способов раздачи для изготовления лейнированных труб можно отметить следующие выводы.

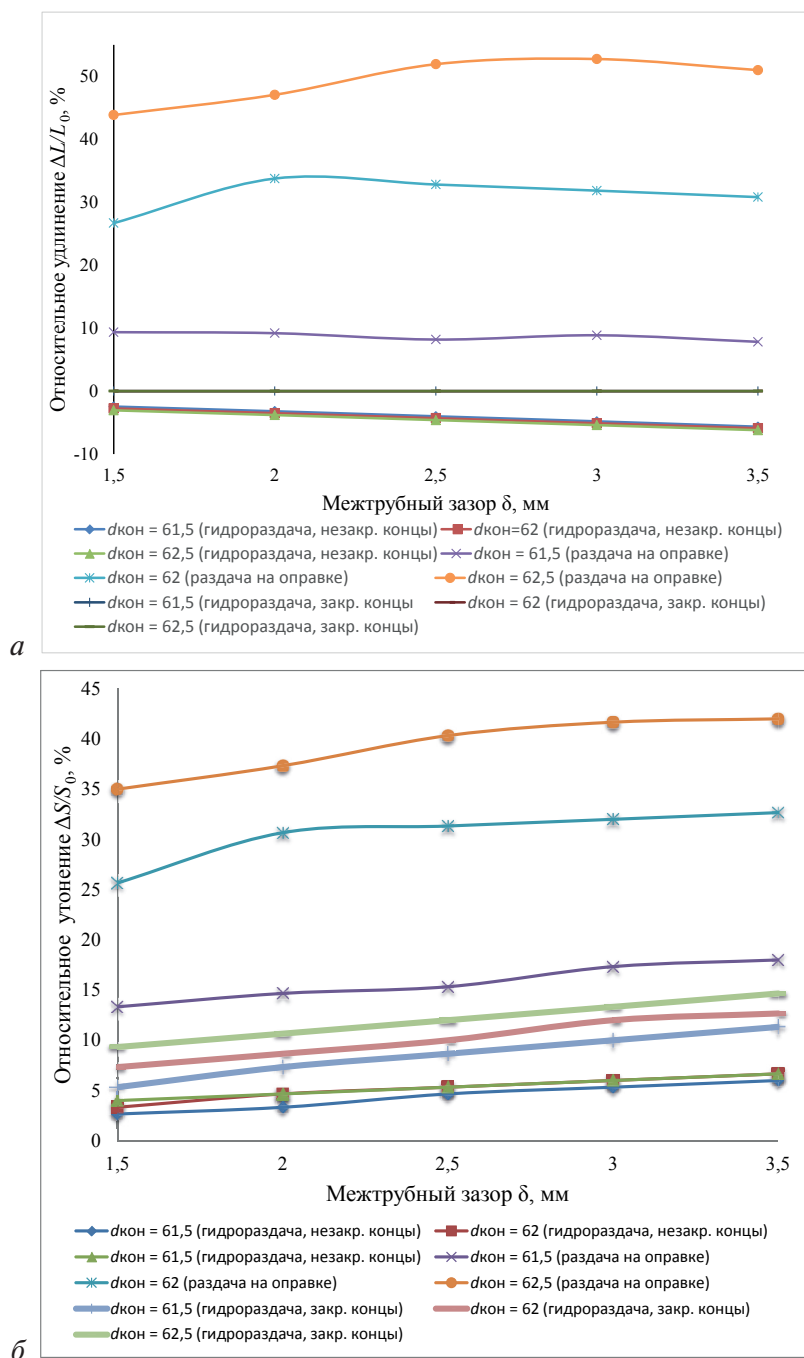


Рис. 3.67. Зависимость относительного удлинения — а и относительного утонения толщины стенки — б лейнера от межтрубного зазора на сторону δ , конечного внутреннего диаметра $d_{вн}^k$ и способа раздачи

При раздаче на оправке наблюдается более интенсивное утонение толщины стенки внутренней трубы, чем при гидравлической раздаче. В зависимости от обжатия внутренней трубы относительное утонение может достигать значения от 13,33 до 42 %, т. е. для внутренней трубы с исходной толщиной стенки 1,5 мм конечная толщина стенки может находиться в пределах от 0,87 до 1,3 мм. При изготовлении биметаллических труб гидравлической раздачей без фиксации концов труб значения относительного утонения находятся в пределах 2,66–6,66 %, а значения конечной толщины стенки внутренней трубы в пределах 1,4–1,46 мм. При гидравлической раздаче с фиксацией концов труб значения относительного утонения находятся в пределах 5,33–14,66 %, а значения конечной толщины стенки внутренней трубы в пределах 1,3–1,42 мм. С точки зрения повышения коррозионной стойкости и долговечности НКТ предпочтительнее меньшие значения относительного утонения толщины стенки внутренней коррозионно-стойкой трубы и, следовательно, получение труб гидравлической раздачей.

Получение заданного внутреннего диаметра биметаллических труб при совместной гидравлической раздаче внешней и внутренней труб осуществляется подачей жидкости высокого давления, а при раздаче на оправке — применением оправки заданного диаметра калибрующего пояса. С учетом исходной неточности размеров труб в пределах стандартов контроль конечного размера внутреннего диаметра проще осуществить при гидравлической раздаче.

Сопоставление способов гидравлической раздачи с фиксацией и без фиксации концов труб показало, что при раздаче с фиксацией концов удлинение отсутствует, а значения относительного утонения выше в 2 раза, чем при раздаче без фиксации концов, но все равно меньше, чем при раздаче на оправке. Фиксацию концов труб целесообразно проводить для обеспечения соосности труб перед гидравлической раздачей, сохранения целостности слоя герметика и обеспечения герметичности межслойного зазора во время раздачи.

3.9. Исследование остаточного напряженного состояния в холоднодеформированных трубах после волочения⁴

3.9.1. Характер распределения остаточных напряжений в трубах

Остаточные напряжения в холоднодеформированных трубах возникают вследствие неоднородности деформаций и температурных градиентов в стенке трубы на стадии ее производства. На величину и распределение остаточных напряжений существенно влияют величина обжатий, коэффициент трения, схема напряженно-деформированного состояния и другие факторы.

Определение остаточных напряжений в трубах является актуальной задачей для таких отраслей промышленности, как атомная энергетика, точное машиностроение, приборостроение, авиация, космические технологии.

Ниже приведены некоторые работы отечественных исследователей по определению и расчету остаточных напряжений в трубах [5]. Известен способ, при котором трубы размером 45×3 мм из стали 10 протягивали без оправки с коэффициентами вытяжки в пределах 1,07–1,86 и на короткой оправке — с вытяжками 1,10–1,80 на цепном стане со скоростью 18 м/мин с использованием волок с углом рабочего конуса 24°. Остаточные напряжения определялись способом стравливания. При послойном стравливании слоев с колец и полочек снимались слои 0,25–0,30 мм. Характер распределения тангенциальных и продольных напряжений для всех труб в основном одинаков и отличается только максимальными значениями напряжений. При безоправочном волочении на наружной поверхности во всех случаях наблюдались растягивающие напряжения, как продольные, так и тангенциальные. Распределения напряжений по толщине стенки трубы были близки к линейным.

На рис. 3.68 приведена зависимость максимальных тангенциальных и продольных остаточных напряжений на наружной поверхности от степени деформации при волочении без оправки. Каждая степень деформации достигалась волочением в один проход. Вначале с увеличением степени деформации напряжения растут, затем понижаются.

⁴ Раздел выполнен при поддержке Российского научного фонда (грант № 17-79-40072)

Максимум для тангенциальных напряжений находится при 32 %, для продольных напряжений — при 15 % деформации по диаметру.

При многократном безоправочном волочении нет четкой зависимости напряжений от деформаций. Можно отметить только, что повышение остаточных напряжений от суммарных деформаций происходит плавно и те же самые значения напряжений достигаются при более высоких степенях деформаций.

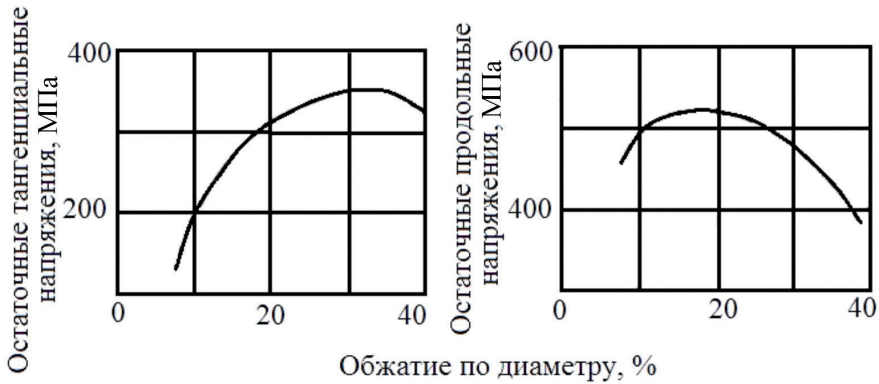


Рис. 3.68. Изменение тангенциальных и продольных напряжений на наружной поверхности труб после однократного волочения без оправки в зависимости от степени деформации

После волочения на короткой оправке все остаточные напряжения меньше, чем при безоправочном волочении. С увеличением степени деформации по стенке при одной и той же деформации по диаметру остаточные напряжения уменьшаются и даже могут менять знак. Растягивающие напряжения на наружной поверхности труб переходят в сжимающие при $(\Delta S/S_0) \cdot 100\% \geq 30\%$, где ΔS — абсолютное обжатие по стенке, S_0 — исходная толщина стенки трубы. С увеличением обжатия по диаметру растут растягивающие остаточные напряжения и снижаются сжимающие.

Достаточно обстоятельно вопросы влияния технологических параметров волочения на величину и распределение остаточных напряжений в стенке трубы рассмотрены в работе [5]. Авторами установлено, что в случаях как однократного, так и многократного безоправочного волочения труб на их наружной поверхности всегда возникают растягивающие продольные и тангенциальные остаточные напряжения, а на внутренней — сжимающие. Поэтому качество труб, например их

коррозионную стойкость, можно характеризовать максимальными напряжениями на наружной поверхности. Зависимость этих напряжений от степени деформации показана на рис. 3.69.

При однократном волочении без оправки тангенциальные напряжения максимальны при обжатии 30 %, а продольные — при 15 %. Увеличение продольных напряжений в случае многократного волочения по сравнению с продольными напряжениями после однократного волочения при обжатии более 25 % свидетельствует об увеличении кривизны труб. Схема многократного безоправочного волочения широко применяется в сочетании с ужесточенными маршрутами производства холоднодеформированных стальных труб. С увеличением сопротивления деформации металла увеличиваются и остаточные напряжения при сохранении характера их распределения по толщине стенки.

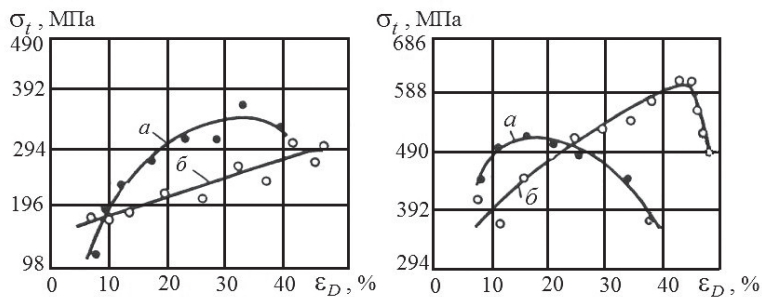


Рис. 3.69. Зависимость максимальных остаточных напряжений на наружной поверхности труб σ_t от обжатия по диаметру при однократном — a и многократном — b безоправочном волочении

Маршруты изготовления опытных партий труб короткооправочным волочением также исследовались авторами [5] с учетом возможности изменения обжатий по толщине стенки в пределах 8–32 % при постоянном обжатии по диаметру, а также изменения обжатия по диаметру в пределах 6,5–20 % при постоянных обжатиях по стенке. Трубы были протянуты со скоростью 0,47 м/с через волокна с углом 24° . После проведения опытного волочения установлена однородность распределения остаточных напряжений по длине труб. Трубы были изготовлены из сталей 20 и 30ХГСА. Перед волочением трубы подвергались фосфатированию и омыливанию. Использовались хромированные цилиндрические оправки из инструментальной стали.

На рис. 3.70 показано распределение остаточных окружных напряжений по толщине стенки. Отмечено, что характер распределения продоль-

ных остаточных напряжений подобен тангенциальным. По величине продольные напряжения при оправочном волочении выше, чем окружные.

Важным результатом этих опытов является установление возможности изменения знака остаточных напряжений на наружной поверхности труб. В частности, при обжатиях по стенке $\varepsilon_s > 0,2\%$ и по диаметру $\varepsilon_D > 0,15\%$ возможно получить трубы со сжимающими как тангенциальными, так и продольными напряжениями на обеих поверхностях. Показано также, что увеличение угла конусности волоки при волочении труб на короткой оправке и без оправки приводит к повышению остаточных напряжений. Форма применяемых оправок оказывает влияние не только на величину, но и на характер распределения остаточных напряжений. Применение эллиптических оправок вместо цилиндрических для короткооправочного волочения труб приводит к возникновению на их поверхности сжимающих остаточных тангенциальных напряжений.

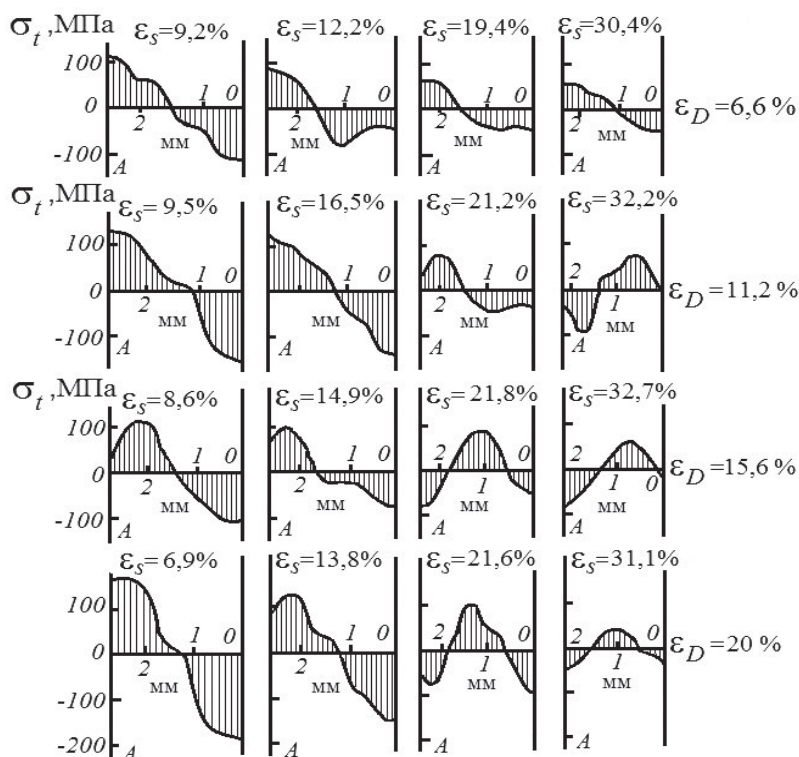


Рис. 3.70. Распределение остаточных тангенциальных напряжений σ_t по толщине стенки труб после волочения на короткой оправке (A — наружная поверхность)

При волочении труб на длинной подвижной оправке остаточные напряжения распределяются по сечению стенки как при безоправочном волочении. При этом продольные напряжения существенно превышают тангенциальные. Следует учитывать, что высокие тангенциальные растягивающие напряжения на поверхности трубы вызывают сильное схватывание трубы и оправки и увеличивают усилие, необходимое для ее извлечения. Это связано с тем, что внешние слои трубы стремятся уменьшить свой диаметр и плотно охватывают оправку, а из-за препятствия внутренних слоев и возникают высокие растягивающие напряжения. Чем выше уровень растягивающих тангенциальных остаточных напряжений, тем, очевидно, больше будет усилие извлечения оправки различными технологическими приемами.

Применение сдвоенных волок и изменение углов конусности волок дает возможность уменьшить растягивающие остаточные напряжения и, следовательно, значительно снизить усилие извлечения оправок.

3.9.2. Определение остаточных напряжений в стенке трубы после безоправочного волочения в программном комплексе "DEFORM"

Экспериментальный анализ распределения остаточных напряжений является долгой, трудоемкой и дорогостоящей процедурой, а результаты далеко не всегда однозначны. На практике производства металлоизделий более эффективным и сравнительно дешевым методом анализа является теоретический анализ, проводимый с целью прогнозирования наиболее вероятной схемы распределения остаточных напряжений в объеме изделия.

Современные пакеты прикладных программ МК-моделирования при упругопластической постановке задач дают возможность наблюдать возникновение остаточных напряжений при деформационной и тепловой обработке, а также изменение напряженного состояния в объеме металлоизделий при силовой и тепловой нагрузке. В программном комплексе DEFORM при упругой постановке задачи оценка упругой разгрузки может быть произведена в каждом элементе сетки (см. рис. 3.71), что дает возможность оценить распределение остаточных напряжений по всему объему тела.

Ниже приведен пример решения в программном комплексе DEFORM задачи волочения трубы и прутка с полной силовой и тепловой разгрузкой после волочения. На рис. 3.72 приведена трехмерная модель процесса.

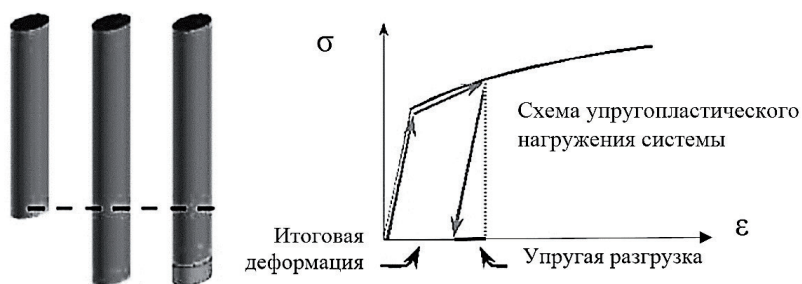


Рис. 3.71. Кривая нагружения упругопластического материала

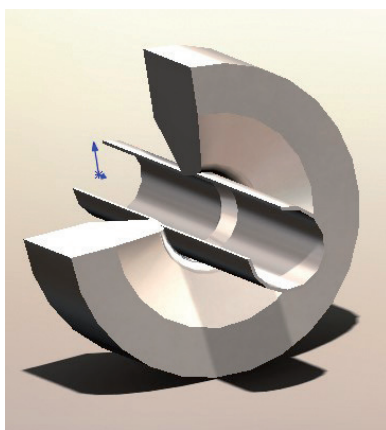


Рис. 3.72. Трехмерная модель процесса безоправочного волочения

Заготовкой являлась труба предготового размера из стали 12Х18Н10Т, которая протягивалась без оправки через волоку, после чего проводилось снятие нагрузки (удаление инструмента в DEFORM) и ее естественное охлаждение. После полной разгрузки (10–15 минут) происходит небольшая упругая деформация трубы (разгрузка), перераспределение температуры по сечению стенки трубы и остаточных напряжений. После остановки расчета исследовалось распределение остаточных напряжений (σ_{xx}^0 , σ_{yy}^0 и σ_{zz}^0) в стенке трубы в зависимости от технологических параметров процесса: угла конусности рабочей зоны волоки, коэффициента трения, величины обжатия и скорости волочения.

При этом за стационарную фазу волочения принималась деформация участка, отстоящего от исходного сечения выхода из волоки на расстоянии не менее 5 диаметров трубы (прутка).

Материал трубы — упругопластический, материал инструмента — абсолютно жесткий. Сетка конечных элементов подбиралась так, чтобы было удобно фиксировать распределение напряжений — не менее 10 элементов по толщине стенки. Кривые упрочнения стали 12X18H10T были взяты из имеющейся библиотеки материалов пакета DEFORM. Угол наклона образующей конической рабочей части волоки варьировался от 5° до 20° . Контактное трение описывалось законом Кулона, а коэффициент трения принимался постоянным на всей контактной поверхности в течение всего процесса волочения и варьировался в пределах от 0,08 до 0,12. Скорость волочения также варьировалась в пределах от 0,2 до 1,0 м/с. Кроме того, рассматривалось влияние обжатия (конечная толщина стенки трубы варьировалась от 2 до 3 мм).

Ниже проиллюстрирован характер распределения остаточных напряжений в стенке труб после безоправочного волочения в зависимости от технологических параметров процесса.

Распределение радиальных (*a*), осевых (*b*) и тангенциальных (*в*) остаточных напряжений после безоправочного волочения трубы 16×4 мм с обжатием по диаметру $\varepsilon = 0,2$ и после 10-минутной тепловой разгрузки на воздухе (20°C) приведены на рис. 3.73. Волочение осуществлялось со скоростью 1 м/с при коэффициенте трения $\mu = 0,08$. При расчете угол наклона образующей конической рабочей части волоки варьировался: $\alpha = 5; 10; 15; 20^\circ$. На графиках *S* — радиальная координата по толщине стенки трубы. При этом $S = 0$ соответствует внутренней поверхности трубы.

Остаточные напряжения в холоднотянутых трубах 16×4 мм из стали 12X18H10T после безоправочного волочения с обжатием по диаметру 20 % показаны на рис. 3.74. Коэффициент трения изменялся от 0,08 до 0,12 и практически не повлиял на величину и распределение всех остаточных напряжений.

Влияние конечной толщины стенки трубы на величину и распределение остаточных напряжений в стенке трубы диаметром 16 мм при обжатии по диаметру 20 % показано на рис. 3.75.

Изменение скорости волочения в диапазоне от 0,2 до 1,0 м/с практически не повлияло на величину и распределение остаточных напряжений в стенке трубы 16×4 мм из стали 12X18H10T после безоправочного волочения с обжатием $\varepsilon = 0,2$ (см. рис. 3.76).

Поскольку наибольшее количество опытных данных по остаточным напряжениям касается холодного волочения прутков и прово-

локи, то в качестве тестовой задачи удобно рассмотреть случай волочения прутка. Волочение со скоростью 1 м/с выполнено через волоку с углом конусности рабочей части $\alpha = 6^\circ$ при коэффициенте трения $\mu = 0,08$. Материал прутка — сталь 12Х18Н10Т. При расчете варьировалось обжатие $\varepsilon = 2\ln d_0/d_k$, где — d_0 и d_k — соответственно диаметры прутка до и после волочения. Начальный диаметр во всех случаях остается неизменным $d_0 = 10$ мм. Результаты расчета в виде графиков распределения остаточных напряжений по радиусу сечения прутка после 15-минутной тепловой разгрузки представлены на рис. 3.77.

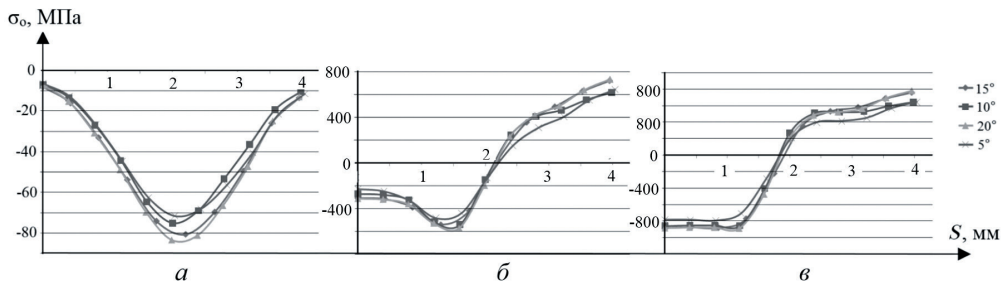


Рис. 3.73. Характер распределения остаточных напряжений в холоднотянутых трубах размером 16×4 мм после безоправочного волочения в зависимости от угла конусности рабочей зоны волоки α :
 a — радиальных; b — тангенциальных; v — продольных

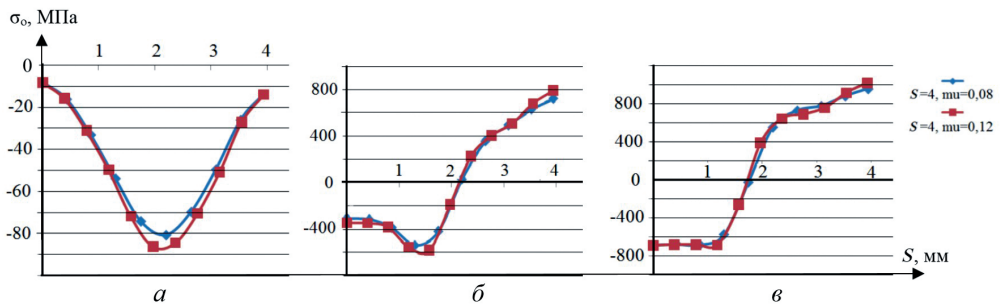


Рис. 3.74. Характер распределения остаточных напряжений в холоднотянутых трубах размером 16×4 мм после безоправочного волочения в зависимости от коэффициента трения μ : a — радиальных; b — тангенциальных; v — продольных

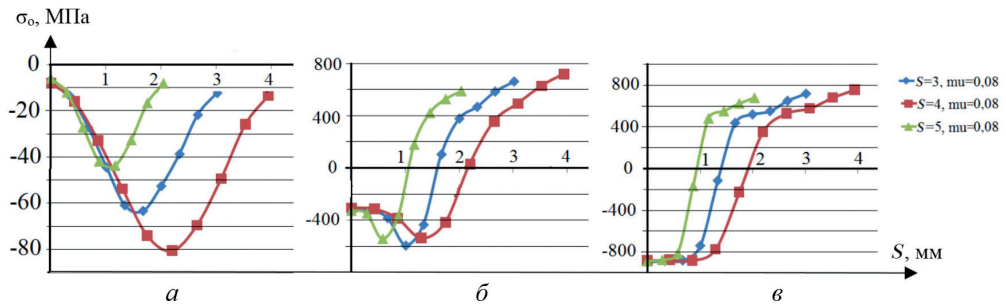


Рис. 3.75. Характер распределения остаточных напряжений в холоднотянутых трубах размером 16×4 мм после безправочного волочения в зависимости от конечной толщины стенки трубы S :
 a — радиальных; b — тангенциальных; v — продольных

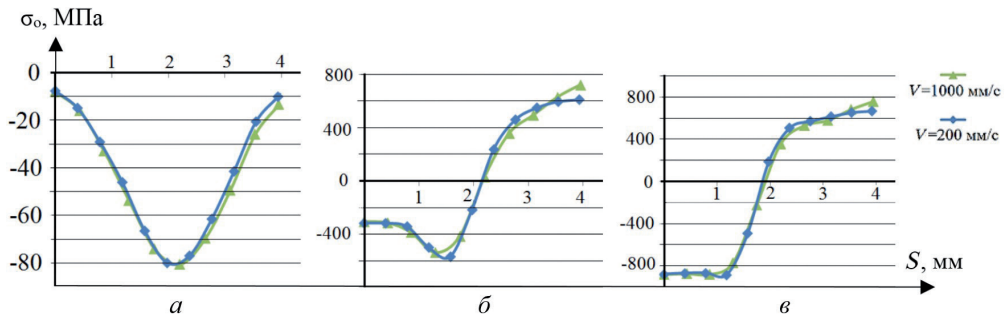


Рис. 3.76. Характер распределения остаточных напряжений в холоднотянутых трубах размером 16×4 мм после безправочного волочения в зависимости от скорости волочения V : a — радиальных; b — тангенциальных; v — продольных

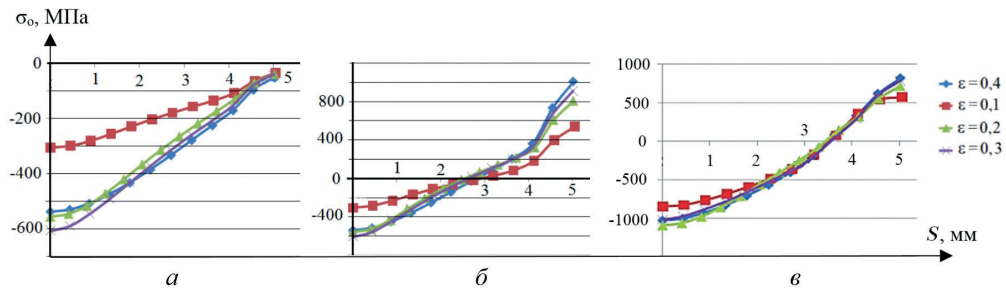


Рис. 3.77. Характер распределения остаточных напряжений в прутках диаметром 10 мм в зависимости от величины обжатия ε : a — радиальных; b — тангенциальных; v — продольных

Сопоставляя полученные расчетные данные с опытными, известными из литературы, можно отметить качественно подобные картины распределения по сечению холодноотянутых прутков. В заключение можно отметить удовлетворительное качество расчетов остаточных напряжений при упругопластическом решении задач волочения в конечно-элементной постановке.

3.9.3. Анализ остаточных напряжений после волочения труб на короткой оправке при МКЭ-моделировании в DEFORM

В данном разделе рассмотрен процесс волочения стальных труб на короткой оправке и упругой разгрузки трубы после выхода из волоки и проведен анализ остаточного напряженного состояния в полученных трубах. Объектом исследований являлись особотонкостенные трубы для оболочек тепловыделяющих атомных реакторов размером $6,6 \times 0,2$ мм из коррозионно-стойкой стали 08X18H10T. На отечественных трубных предприятиях большое внимание уделяется точности размеров и качеству поверхности таких труб, поэтому точное определение величины упругой разгрузки имеет решающее значение.

Известен способ волочения особотонкостенных труб в последнем проходе в конической волоке на цилиндрической оправке. Диаметр калибрующего пояска волоки $D_{\text{вол}}$ и диаметр оправки $D_{\text{оп}}$ рассчитываются в зависимости от диаметра заготовки и коэффициента вытяжки:

$$D_{\text{вол}} = D (1 + 0,035 \lg \lambda), \quad (3.15)$$

$$D_{\text{оп}} = d (1 + 0,025 \lg \lambda), \quad (3.16)$$

где λ — коэффициент вытяжки, D и d — наружный и внутренний диаметры готовой трубы соответственно. В результате упругой разгрузки происходит некоторое изменение геометрических размеров трубы при выходе ее из очага деформации, которое учитывается в формулах (3.15) и (3.16). Следует отметить, что способ обеспечивает высокую точность размеров с учетом упругой разгрузки и качество поверхности труб как внешней, так и внутренней, однако схема напряженно-деформированного состояния в очаге деформации способствует формированию растягивающих остаточных напряжений на наружной поверхности готовых труб (см. рис. 3.78), что отрицательно сказывается на их долговечности и коррозионной стойкости.

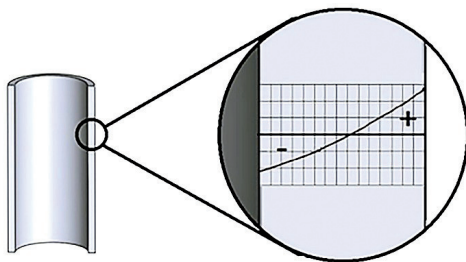


Рис. 3.78. Эпюра распределения остаточных напряжений в стенке трубы: знаком «+» показаны растягивающие напряжения, знаком «—» — сжимающие

Для анализа величины упругой разгрузки и распределения остаточных напряжений в стенке таких труб было проведено компьютерное моделирование процесса волочения трубы в программном пакете DEFORM с соблюдением реальных размеров инструмента, а также граничных условий. При моделировании за стационарную фазу волочения принималась деформация участка, отстоящего от исходного сечения выхода из волоки на расстояние не менее пяти наружных диаметров трубы.

Труба с внутренним диаметром $D_{\text{вн}} = 7,490$ мм и толщиной стенки $S_0 = 0,260$ мм протягивалась через волоку с диаметром калибрующего пояска $D_{\text{вол}} = 7,062$ мм на оправке диаметром $D_{\text{оп}} = 6,629$ мм. Коэффициент вытяжки по сечению трубы составил $\lambda = 1,329$. Трехмерная модель процесса волочения трубы представлена на рис. 3.79. Волочение осуществлялось со скоростью 0,5 м/с при коэффициенте трения $\mu = 0,08$. Задача решалась в упругопластической постановке, что позволило отследить упругую разгрузку трубы после выхода из волоки, а также получить остаточное напряженное состояние после снятия напряжения волочения. После волочения внутренний диаметр трубы составил $D_{\text{вн1}} = 6,607$ мм, а толщина стенки $S_1 = 0,207$ мм.

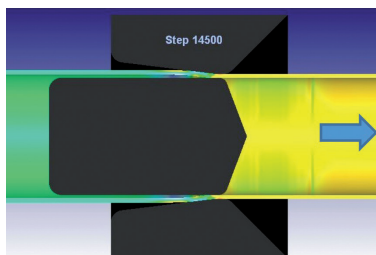


Рис. 3.79. Трехмерная модель процесса волочения трубы 6,6×0,2 из стали 08X18H10T на закрепленной цилиндрической оправке

Аналогичные задачи были решены для труб с начальными толщинами стенок в интервале 0,257–0,270 мм. В результате толщины стенок полученных труб оказались в интервале 0,206–0,221 мм. На рис. 3.80 представлен разброс результатов моделирования в сравнении с экспериментальными данными и требованиями ТУ 14-159-293-2005.

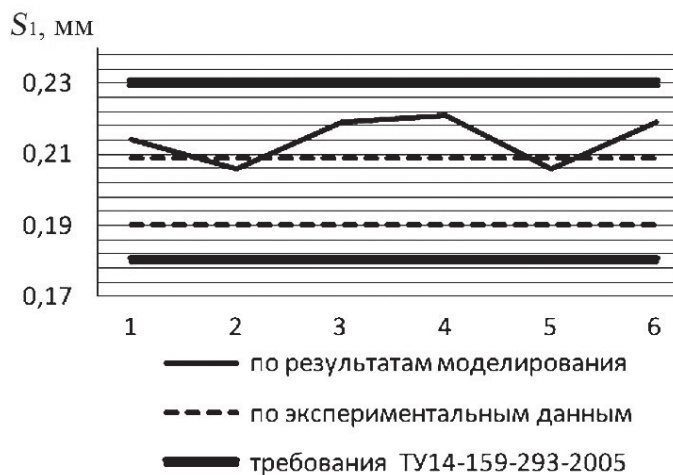


Рис. 3.80. Разброс толщин стенок труб, полученных в результате моделирования в сравнении с диапазоном толщин стенок труб в соответствии с экспериментальными данными и требованиями ТУ 14-159-293-20-05

Сравнивая результаты моделирования с экспериментальными данными, полученными в производственных условиях, можно заметить, что моделирование дает немного завышенные значения толщин стенок труб. В целом можно сделать вывод, что модель корректно описывает реальный процесс волочения с учетом упругой разгрузки и размеры готовой трубы укладываются в поле допусков в соответствии с ТУ14–159–293–2005.

Также в результате моделирования были получены распределения по толщине стенки трубы главных остаточных напряжений: осевых σ_1^0 , тангенциальных σ_2^0 и радиальных σ_3^0 (см. рис. 3.81). На графиках S — радиальная координата по толщине стенки трубы. При этом $S = 0$ соответствует внутренней поверхности трубы.

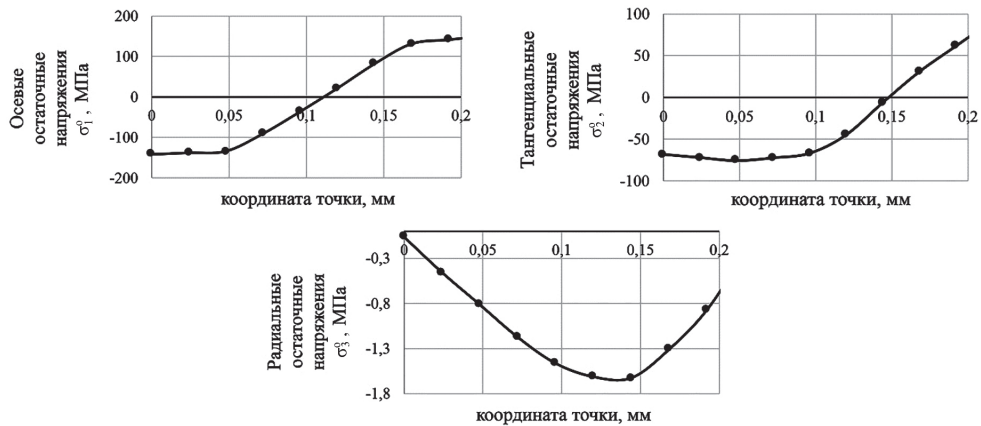


Рис. 3.81. Распределение остаточных напряжений в стенке трубы размером $6,6 \times 0,2$ мм после волочения на закрепленной цилиндрической оправке

Из графиков на рис. 3.81 видно, что на наружной поверхности труб, полученных известным способом, присутствуют значительные осевые и тангенциальные растягивающие остаточные напряжения, которые при эксплуатации могут явиться причиной раскрытия коррозионных язв и трещин. К формированию такого поля остаточных напряжений приводит напряженно-деформированное состояние, характерное для волочения на короткой закрепленной оправке.

Противоположная картина будет наблюдаться, если в последнем проходе применить раздачу волочением на оправке, поскольку напряженно-деформированное состояние при этом отличается от случая волочения на короткой цилиндрической оправке. Можно сделать вывод, что для труб размером $6,6 \times 0,2$ мм из стали 08Х18Н10Т диаметр оправки $D_{\text{разд}}$ при раздаче с учетом упругой разгрузки рассчитывается по формуле:

$$D_{\text{разд}} = d (1 - 0,025 l g \lambda). \quad (3.17)$$

Для проверки формулы (3.17) было проведено моделирование процесса раздачи в последнем проходе при угле конусности оправки 5° . Труба предготовительного размера после холодной прокатки с внутренним диаметром $D_{\text{вн}} = 6,444$ мм и толщиной стенки $S_0 = 0,206$ мм подвергалась раздаче на конической оправке с диаметром калибрующего пояса $D_{\text{разд}} = 6,584$ мм. Коэффициент вытяжки по сечению трубы составил $\lambda = 1,261$. Трехмерная модель процесса волочения трубы раздачей представлена на рис. 3.82. Задний конец трубы фиксировался относительно осей координат X и Y , передний конец трубы оставался свободным. Оправка протягивалась через трубу со скоростью волочения $0,5$ м/с.

Размеры трубы после волочения и снятия напряжений составили: $D_{\text{вн2}} = 6,608$ мм, толщина стенки $S_2 = 0,202$ мм, что укладывается в поле допусков в соответствии с ТУ14–159–293–2005. При моделировании раздачи волочением аналогичных труб с начальными толщинами стенок в интервале 0,205–0,214 мм было установлено, что размеры готовых труб также укладываются в необходимое поле допусков ($S_2 = 0,201–0,211$ мм), но при этом моделирование дало немного заниженные значения толщин стенок труб. Это связано с влиянием параметров процесса на величину упругой деформации трубы после выхода из очага деформации, а также с особенностями итерационного расчета и интерполированием при МКЭ-моделировании в упругой постановке.

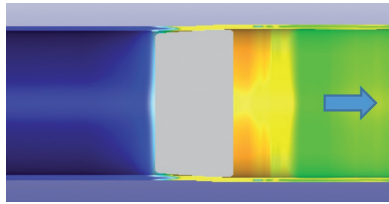


Рис. 3.82. Трехмерная модель процесса волочения трубы с размерами $6,6 \times 0,2$ мм раздачи на конической оправке

В результате моделирования были также получены распределения остаточных напряжений по толщине стенки трубы: осевых σ_1^0 , тангенциальных σ_2^0 и радиальных σ_3^0 (рис. 3.83).

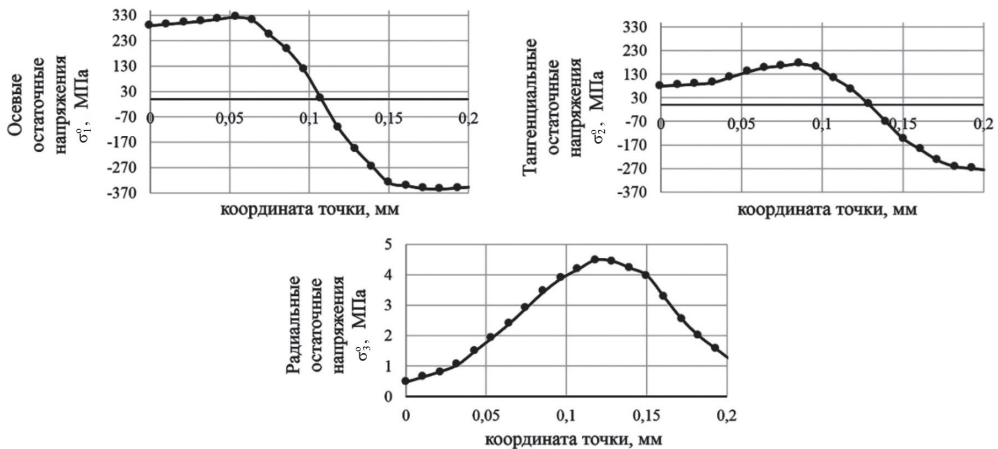


Рис. 3.83. Распределение остаточных напряжений в стенке трубы размером $6,6 \times 0,2$ мм после раздачи волочением на конической оправке

Из графиков на рис. 3.83 видно, что на наружной поверхности труб, полученных способом раздачи на конической оправке, присутствуют осевые и тангенциальные сжимающие напряжения. Таким образом, применение волочения «раздачей» на конической оправке в последнем проходе обеспечивает формирование сжимающих остаточных напряжений на поверхности трубы и может быть рекомендовано для повышения коррозионной стойкости труб, применяемых в атомной энергетике.

С помощью программного пакета МКЭ-моделирования DEFORM при упругопластической постановке можно успешно решать задачи оценки точности размеров металлопродукции с учетом упругой разгрузки, а также задачи оценки остаточного напряженного состояния после производства.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Учебное пособие «Компьютерное моделирование процессов обработки металлов давлением» подготовлено на кафедре «Обработка металлов давлением» ФГАОУ ВО «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б. Н. Ельцина» для студентов бакалавриата (направление 22.03.02 — Металлургия) и магистратуры (направление 22.04.01 — Металлургия), а также аспирантов (направление 22.06.01 — Технология материалов). Пособие будет полезно заводским инженерам для решения практических задач на производстве.

Студентам-бакалаврам рекомендуется пользоваться учебным пособием при изучении дисциплин: «Механика обработки металлов давлением»; «Механические свойства и модели разрушения металлов»; «Моделирование процессов и объектов ОМД»; «Системы автоматизированного проектирования технологических процессов обработки металлов давлением».

Студентам-магистрантам пособие будет полезно при изучении дисциплин: «Механика пластической деформации и разрушения металлов»; «Алгоритмизация, моделирование и оптимизация технологических процессов»; «Конечно-элементное моделирование процессов ОМД».

Студентам, обучающимся в инженерной магистратуре, рекомендуется пользоваться учебным пособием при изучении дисциплин: «Теоретические основы физики и механики обработки металлов давлением»; «Математическое, компьютерное моделирование и оптимизация технологических процессов».

Аспирантам кафедры «Обработка металлов давлением» пособие будет полезно при изучении дисциплин: «Актуальные проблемы механики обработки металлов давлением»; «Обработка металлов давлением».

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Богатов А. А. Механические свойства и модели разрушения металлов / А. А. Богатов. Екатеринбург : Изд. УГТУ–УПИ, 2002.
2. Грудев А. П. Трение и смазки при обработке металлов давлением : справочник / А. П. Грудев, Ю. В. Зильберг, В. Т. Тимек. Москва : Металлургия, 1982. 312 с.
3. Леванов А. Н. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением : учебное пособие / А. Н. Леванов. Екатеринбург : УрФУ, 2009. 136 с.
4. Биргер И. А. Остаточные напряжения / И. А. Биргер. Москва : Машгиз, 1963. 232 с.
5. Соколов И. А. Остаточные напряжения и качество металлопродукции / И. А. Соколов, В. И. Уральский. Москва : Металлургия, 1981. 96 с.
6. Процессы пластического структурообразования / В. М. Сегал [и др.]. Минск : Наука и техника, 1994. 232 с.
7. Богатов А. А. О математическом моделировании формоизменения и эволюции зеренной структуры металла при обработке давлением / А. А. Богатов, И. В. Левин // Известия высших учебных заведений. Цветная металлургия. 2006. № 1. С. 34–46.
8. Богатов А. А. Моделирование термомеханического состояния металла и эволюции зеренной структуры в механике обработки металлов давлением / А. А. Богатов, А. В. Кушнарев // Производство проката. 2015. № 6. С. 42–48.
9. Колмогоров В. Л. Механика обработки металлов давлением : учебник / В. Л. Колмогоров. Екатеринбург : УГТУ–УПИ, 2001. 835 с.
10. Практическое руководство к программному комплексу Deform-3D / А. П. Карамышев [и др.]. Екатеринбург : УрФУ, 2010. 266 с.

11. Технология непрерывной безоправочной прокатки труб / Г. И. Гуляев [и др.]. Москва : Металлургия, 1975. 264 с.
12. Технология трубного производства / В. Н. Данченко [и др.]. Москва : Интерметинжиниринг, 2002. 640 с.
13. Шевакин Ю. Ф. Производство труб / Ю. Ф. Шевакин, А. П. Коликов, Ю. Н. Райков. Москва : Интермет инжиниринг, 2005. 568 с.
14. Столетний М. Ф. Точность труб / М. Ф. Столетний, Е. Д. Клепперт. Москва : Металлургия, 1975. 240 с.
15. Теория обработки металлов давлением / И. Я. Тарновский [и др.]. Москва : Металлургия, 1963. 673 с.
16. Трубы для нефтяной промышленности / В. А. Ткаченко [и др.]. Москва : Металлургия, 1986. 256 с.

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	3
1. НАУЧНЫЕ ОСНОВЫ КОМПЬЮТЕРНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ	5
1.1. Напряженное состояние	5
1.2. Деформированное состояние	11
1.3. Основные уравнения.....	17
1.4. Определяющие соотношения	21
1.5. Закономерности упрочнения и разупрочнения сталей и сплавов при пластической деформации и рекристаллизации	29
1.6. Физические основы и феноменологические модели трения	47
1.7. Модели и методы определения остаточного напряженного со- стояния	54
1.7.1. Математическое моделирование остаточных напряжений	54
1.8. Методологические основы конечно-элементного моделиро- вания технологических процессов ОМД	61
1.8.1. Вариационный метод решения краевой задачи механики обработки металлов давлением	61
1.8.2. Общие положения метода конечных элементов	64
1.8.3. Тепловая задача обработки металлов давлением	67

1.9. Развитие конечно-элементного моделирования процессов обработки металлов давлением с применением структурно-чувствительной модели деформируемого тела	70
2. МЕТОДОЛОГИЯ РЕШЕНИЯ КРАЕВЫХ ЗАДАЧ В ПРОГРАММАХ DEFORM И QFORM.....	80
2.1. Методология решения краевых задач в программном комплексе DEFORM	81
2.1.1. Описание программного комплекса DEFORM	82
2.1.2. Pre Processor	82
2.1.3. Simulator	85
2.1.4. Post Processor	86
2.1.5. Постановка задач конечно-элементного моделирования технологических процессов обработки металлов давлением	88
2.2. Методология решения краевых задач в прикладной программе QForm	113
2.2.1. Основы работы в программе QForm	113
2.2.2. Постановка задач конечно-элементного моделирования технологических процессов обработки металлов давлением	115
2.3. Сравнение программ DEFORM и QFORM	131
3. МОДЕРНИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ НА ОСНОВЕ РЕЗУЛЬТАТОВ КОНЕЧНО-ЭЛЕМЕНТНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ.....	133
3.1. Исследование и модернизация процессов интенсивной пластической деформации	133
3.1.1. Исследование процесса равноканального углового прессования.....	134

3.1.2. Исследование напряженно-деформированного состояния при толстолистовой прокатке	138
3.1.3. Компьютерное моделирование и совершенствование процесса толстолистовой прокатки	145
3.1.4. Сравнительный анализ деформированного состояния заготовок при прокатке по существующему и новому способам	148
3.2. Компьютерное моделирование процесса обжатия заготовок в трехвалковом стане винтовой прокатки.....	150
3.2.1. Постановка задачи компьютерного моделирования и планирование вычислительного эксперимента.....	151
3.2.2. Анализ результатов исследования.....	152
3.3. Компьютерное моделирование процесса прошивки заготовки и оценка адекватности результатов решения задач с результатами промышленного эксперимента.....	160
3.3.1. Исследование геометрии очага деформации при винтовой прошивке заготовки	160
3.3.2. Расчет энергосиловых параметров процесса прошивки заготовки в двухвалковом стане с грибовидными валками	164
3.3.3. Исследование точности труб	166
3.4. Продольная прокатка труб.....	169
3.4.1. Исследование формоизменения металла при раскатке гильзы на короткой оправке от показателей ее овальности и кинематическом натяжении на выходе трубы из валков.....	170
3.4.2. Пример расчета таблицы прокатки с увеличенным коэффициентом вытяжки при раскатке труб на короткой оправке	173
3.5. Исследование процесса редуцирования труб	175
3.6. Моделирование процесса высадки концов бурильных и насосно-компрессорных труб	180
3.6.1. Технология и оборудование для высадки концов труб ...	180

3.6.2. Особенности постановки задач компьютерного моделирования процесса высадки концов труб в программе Deform-3D	182
3.6.3. Планирование вычислительного эксперимента	184
3.6.4. Решение температурных задач	190
3.6.5. Анализ результатов компьютерного моделирования процесса высадки концов труб	195
3.7. Исследование процесса раздачи труб на оправке и разработка способа повышения точности внутреннего канала труб	200
3.7.1. Особенности формоизменения при раздаче на оправке	200
3.7.2. Точность труб и оценка эффективности калибрования на оправке	205
3.7.3. Оптимальная форма оправки для калибрования внутреннего канала труб	211
3.8. Исследование процессов изготовления биметаллических насосно-компрессорных труб способами раздачи на оправке и гидравлической раздачи	217
3.8.1. Способы производства труб в коррозионно-стойком исполнении	217
3.8.2. Постановка задачи и план вычислительного эксперимента	219
3.8.3. Результаты исследования формоизменения и напряженного состояния биметаллических труб при разных способах и режимах раздачи	221
3.9. Исследование остаточного напряженного состояния в холоднодеформированных трубах после волочения	224
3.9.1. Характер распределения остаточных напряжений в трубах	224
3.9.2. Определение остаточных напряжений в стенке трубы после безоправочного волочения в программном комплексе "DEFORM"	228

3.9.3. Анализ остаточных напряжений после волочения труб на короткой оправке при МКЭ-моделировании в DEFORM	233
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	239
БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК	240

Учебное издание

Богатов Александр Александрович
Павлов Дмитрий Андреевич
Ерпалов Михаил Викторович
и др.

**КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ
ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ**

Редактор Н. П. Кубыщенко
Верстка Е. В. Ровнушкиной

Подписано в печать 23.04.2018. Формат 70×100 1/16.
Бумага писчая. Цифровая печать. Усл. печ. л. 20,0.
Уч.-изд. л. 12,1. Тираж 50 экз. Заказ 99.

Издательство Уральского университета
Редакционно-издательский отдел ИПЦ УрФУ
620049, Екатеринбург, ул. С. Ковалевской, 5
Тел.: 8 (343) 375-48-25, 375-46-85, 374-19-41
E-mail: rio@urfu.ru

Отпечатано в Издательско-полиграфическом центре УрФУ
620083, Екатеринбург, ул. Тургенева, 4
Тел.: 8 (343) 358-93-06, 350-58-20, 350-90-13
Факс: 8 (343) 358-93-06
<http://print.urfu.ru>



БОГАТОВ АЛЕКСАНДР АЛЕКСАНДРОВИЧ

Доктор технических наук, профессор кафедры «Обработка металлов давлением», известный специалист в области физики и механики обработки металлов давлением и механики разрушения металлов. Под его научным руководством разработаны и исследованы инновационные технологические процессы производства холоднодеформированных труб, железнодорожных колес, штампованных поковок авиационного назначения и листового проката. Основные научно-технические разработки защищены авторскими свидетельствами СССР и патентами России и внедрены на металлургических и машиностроительных предприятиях страны.

ПАВЛОВ ДМИТРИЙ АНДРЕЕВИЧ

Кандидат технических наук, доцент кафедры «Обработка металлов давлением». Научная деятельность Д. А. Павлова направлена на совершенствование технологии обжатия заготовки на стане винтовой прокатки, процессов продольной прокатки труб на раскатном и редуционном станах с использованием компьютерного моделирования.

ЕРПАЛОВ МИХАИЛ ВИКТОРОВИЧ

Кандидат технических наук, доцент кафедры «Обработка металлов давлением». Научная работа М. В. Ерпалова направлена на исследование и совершенствование процессов винтовой прокатки заготовок и высадки концов труб нефтяного сортамента, а также на разработку и исследование новых способов испытаний материалов с целью определения реологических свойств.

САЛИХЯНОВ ДЕНИС РИНАТОВИЧ

Кандидат технических наук, доцент кафедры «Обработка металлов давлением». Научная работа Д. Р. Салихянова связана с разработкой процессов изготовления слоистых композиционных труб, а также с изучением механики схватывания разнородных металлов при их совместной деформации.

НУХОВ ДАНИС ШАМИЛЬЕВИЧ

Кандидат технических наук, доцент кафедры «Обработка металлов давлением». Его научные интересы: исследование инновационных процессов обработки металлов давлением, основанных на интенсивной знакопеременной деформации, а также процессов винтовой прокатки трубных заготовок из конструкционных марок стали.

ШИМОВ ГЕОРГИЙ ВИКТОРОВИЧ

Кандидат технических наук, доцент кафедры «Обработка металлов давлением». Его научные интересы: технологии производства металлопродукции с повышенными эксплуатационными характеристиками.